

室蘭工業大学研究報告．理工編 第6巻第3号 全1冊

その他（別言語等） のタイトル	Memoirs of the Muroran Institute of Technology. Science and engineering vol.6 no.3
journal or publication title	Memoirs of the Muroran Institute of Technology. Science and engineering
volume	6
number	3
year	1969-07-15
URL	http://hdl.handle.net/10258/2971

室 蘭 工 業 大 学
研 究 報 告

理 工 編

第 六 卷 第 三 号

昭 和 四 十 四 年 七 月

MEMOIRS
OF
THE MURORAN INSTITUTE OF TECHNOLOGY
Science and Engineering

VOL. 6, NO. 3
July, 1969

MURORAN HOKKAIDO
J A P A N

Editing Committee

A. Abe	President	<i>Chairman of the Committee</i>
K. Orikasa	Prof.	<i>Electrical Engineering</i>
H. Kano	Prof.	<i>Industrial Chemistry</i>
E. Yamamoto	Prof.	<i>Mineral Development Engineering</i>
S. Nakamura	Prof.	<i>Civil Engineering</i>
K. Okuda	Asst. Prof.	<i>Mechanical Engineering</i>
K. Igawa	Prof.	<i>Metallurgical Engineering</i>
H. Yanai	Prof.	<i>Chemical Engineering</i>
K. Kikuchi	Prof.	<i>Industrial Mechanical Engineering</i>
T. Arakawa	Prof.	<i>Architectural Engineering</i>
J. Futatsugi	Prof.	<i>Electronic Engineering</i>
Y. Ishiyama	Prof.	<i>Literature</i>
K. Hoshi	Lect.	<i>Physics</i>
S. Nagata	Prof.	<i>Electrical Engineering</i> <i>(Evening Session)</i>
S. G. Nomachi	Prof.	<i>Chief Librarian</i>

All communications regarding the memoirs should be addressed to the chairman of the committee.

These publications are issued at irregular intervals. They consist of two parts, Science and Engineering and Cultural Science. When the two reach a combined total of over 800 pages, they form one volume.

室蘭工業大学研究報告 第六卷 第三号

理 工 編

目 次

		頁
定荷重下における各種 6-6・6-6・10 共重合ナイロンの レオロジーについて	小 松 藤 男 八 幡 寿 雄 東 海 林 幸 義 幸 正 弘	3 (1) 607
6-6 ナイロン及び 6-10 ナイロンの定荷重下に おけるレオロジー	小 松 藤 男 八 幡 寿 雄 東 海 林 幸 義 大 場 允 雄	3 (95) 701
ポリエチレン・ポリスチレンおよびポリプロピレンの 流動電位 (第 2 報)	小 松 藤 男 八 幡 寿 雄 東 海 林 幸 義 荒 英 樹	3 (119) 725
The Possibility of Measuring Variations in the Intensity of Worldwide Lead Smelting During Medieval Ancient Time Using Lead Aerosol Deposits in Polar Snow Strata	M. Murouzmi T. J. Chow C. C. Patterson	3 (127) 733
Studies on the Estimation of Lower Explosive Concentrations for Dust Clouds by Means of the Fluidizing Procedure	H. Yanai A. Nishimura	3 (137) 743
静荷重を受ける鉄筋コンクリートばりの せん断抵抗について	荒 川 卓	3 (145) 751
On Housing the Aging Population — A Case Study in Hokkaido, Japan (1) —	K. Izumi	3 (167) 772
高さと断面変化を考慮せる矩形および箱断面鋼桁模型の 基礎実験について	中 村 作太郎 志 村 政 雄	3 (179) 785
Notched Half-plane under Gravity Force	S. G. Nomachi K. Matsuoka	3 (211) 817
3 弦トラス構造の応力解析について	能 町 純 雄 小 針 憲 司	3 (217) 823
硫黄快削鋼の被削性に関する研究	菊 地 千 之 田 中 雄 一	3 (231) 837

カルシウム脱酸鋼の被削性に関する研究	菊田 千之	3 (247)	853
ナフタリン昇華法による水平円管群の 熱伝達率の測定 (第1報)	岸 浪 紘 機	3 (259)	865
円管内における粒体の水力輸送について (第2報)	奥田 教海	3 (273)	879
円管内における粒体の水力輸送について (第3報)	奥田 教海	3 (279)	885
物体形状のキャビテーション発生に及ぼす 影響について (第1報)	奥田 教海	3 (291)	897
混流ポンプの羽根曲面設計の一方法 (第1報)	奥田 教海	3 (307)	913
自動車の走行燃料消費に関する考察	沢林 則弘	3 (315)	921
強制対流拡散下の液面燃焼の特性について	沢林 則弘	3 (327)	933
Remarks on the Paper "On Lie Derivatives in Areal Spaces"	T. Igarashi	3 (345)	951
On the Foundations of Empiricist Logic	Y. Kinokuniya	3 (351)	957
加熱冷却繰返しによる炭素鋼のパーライトの粒状化に およぼす炭素量の影響について	三 浦 寛	3 (359)	965
各種マンガン鉱石の加熱変化について	田中 章彦	3 (369)	975
誘導法によるボイド放電の基礎的研究	宝中 敢秀	3 (385)	991
無段変速同期機の動特性 (II)	近 藤 修	3 (393)	999
直流機の整流火花について	松田 敏彦	3 (409)	1015
陽極酸化によるシリコン酸化膜の生成と性質	南条 淳二	3 (427)	1033
昭和43年度教官学術研究発表集録			1051

定荷重下における各種 6-6-6-10 共重合 ナイロンのレオロジーについて

小松 藤男・八幡 寿雄
東海林幸義・幸 正 弘

Rheology of 6-6-6-10 Nylon using the Parallel Plate Plastometer

Fujio Komatsu, Toshio Yahata, Yukiyooshi Shyoji
and Hiroshi Koshyo

Abstract

First, in order to decrease the defect of 6-Nylon on processing and utilize such chemical plant materials, we have synthesized all sorts of 6-6-6-10 Nylon copolymer using ϵ -caprolactam, 6-6 Nylon salt and 6-10 Nylon salt as raw monomer materials. Consequently, it was recognized for us that its softening point is the lowest for the copolymer that have been synthesized with nearly equimolar compositions, and that the processing for moulding is very good.

Secondly, using a parallel plate plastometer, on the conditions of constant loading and temperature, from the measurement of strain for time, we have studied the rheology and have been able to obtain the master curve relating to compliance, time and temperature, and furthermore, the relation between delayed time and temperature, and the distribution function of delayed time.

I. 緒 言

高分子材料の品質改良の手段として共重合は、古くから使用されてきた方法であるが、ポリ塩化ビニル、ポリスチレン、ポリプロピレン、ポリエチレンなどのように価格が安く、それぞれに特徴をもった汎用高分子材料が市場に大量、供給されるに及んで、用途もおのずから決まり、一応の落ち着きを見せてきたが、最近、再び各種高分子材料の汎用性を拡大するための手段として共重合が注目を集めるようになった。

一方、ナイロンは繊維としてその耐摩性、延伸性などの数多くのすぐれた力学的性質を有することから、繊維工業に一大改革をもたらされたが、最近では、その機械的性質の優秀性が見出された事により、これはナイロンプラスチックとして装置材料に利用されつつある。このような広範な利用を満たす上に、それぞれの用途に適した各種のナイロンが必要であろうと著者は考えた。

又、従来、高分子物性である弾性、粘弾性、粘性は、それぞれ単独の試験装置によって

求められ甚だ不便であった。従って、前報*において6-ナイロンについて行ったように、今回も著者は、弾性、粘弾性、粘性の三部分を同時に究明する必要性を考え、今後益々、その使用頻度が増大しようとする6-6-6-6-10共重合ナイロンの物性をparallel plate plastometerを用いて究明した。

6-6-6-6-10共重合ナイロンはε-カプロラクタムと6-6ナイロン塩、6-10ナイロン塩をモノマーとして、モル比の違った条件で28種類のもが合成された。

合成された共重合ナイロンについて、著者は上記試験機を用いて、定温定荷重下における変形～時間の関係から、Dienesの式を拡張した式^{1),2)}により、弾性、粘弾性及び粘性の各定数を求め、さらに遅延時間と温度との関係を、これらの結果から見出した。著者は、次いで、基準温度におけるコンプライアンスと時間との関係を示す合成曲線を作成して、各種組成のナイロンについて温度-時間換算則^{3),4)}の成立の可否を検討し、さらに遅延分布函数にまで発展させ、又、成型加工性の良否を検討するために、定温定荷重下の弾性率(E_t)、粘性率についての三成分系図を描き、6-6-6-6-10共重合ナイロンが装置材料として利用される場合に、一層効果的になるために、本研究を行なった。

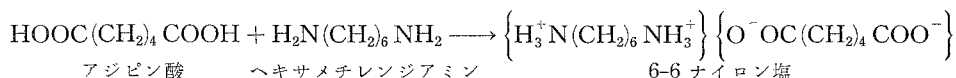
II. 実験試料

実験に供した6-6-6-6-10共重合ナイロンは、直接、著者等によって合成されたものであるが、その合成過程は、モノマーの合成、6-6-6-6-10共重合ナイロンの合成に分けられる。

II-1 モノマーの合成

II-1-a 6-6ナイロン塩の合成⁵⁾

250 mlの三角フラスコへ14.60 g (0.100 mole)の再結晶したアジピン酸を入れ、さらに、無水エタノール110 mlを加えてあたため、アジピン酸を溶解し、その溶液は室温まで冷却される。これに20 mlの無水エタノールに溶解した11.83 g (0.102 mole)のヘキサメチレンジアミンを定量的に加え、かきまぜると、自然に発熱して直ちに結晶が析出する。一夜放置してからナイロン塩を口別し、無水エタノールで洗滌し、空気乾燥によって、エタノールが除去される。その収量は25.5 g (97%)である。塩の生成促進に2%の過剰のジアミンが用いられる。この塩は白色結晶で、融点は196~197°C、1%水溶液のpHは約7.6である。



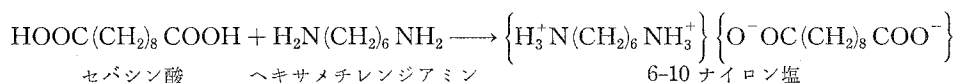
II-2 6-10-ナイロン塩の合成

この化合物は、6-6-ナイロン塩の項で述べた方法でアジピン酸の代りにセバシン酸を用い

* 小松藤男：室工大研報 5, 135 (1969).

て合成した。

6-10 ナイロン塩の融点は 172~173°C で、その 1% 水溶液の pH は約 7.6 である。収量は約 85% である。



II-2' 6-6-6-10 共重合ナイロンの合成^{7),8)}

上記のようにして得られた 6-6 ナイロン塩、6-10 ナイロン塩と 6 ナイロンモノマーとして ε-カプロラクタムが 6-6-6-10 共重合ナイロンの合成用モノマーとして使用された。

反応装置は 図-1 に示される。ε-カプロラクタム、6-6 ナイロン塩、6-10 ナイロン塩があるモル比でよく混合されて 500 ml 三口フラスコ内に仕込まれ (例えば、6/6-6/6-10 のモル比を 55:15:30 とする時は、ε-カプロラクタム 29.3 g、6-6 ナイロン塩 16.3 g、6-10 ナイロン塩 45.0 g を仕込む) 純水 150 ml を加えて、1 mmHg まで徐々に減圧され、その後、ピロガロール、硫酸、塩化カルシウム中を通して、酸素、水分、炭酸ガスが除去された窒素が導入され、常圧に戻される。この操作を三度繰返し、最後に窒素を導入、常圧になって後、マントルヒーターによりモノマーが加熱される。温度の上昇に伴い、水をトラップにとり、コックを開いて圧力の上昇を防ぎ常圧にする。2 時間程度で、加えた水と同量の水がトラップに溜まり、それ以後温度は急上昇し始める。反応温度はモノマーの配合比によって幾分異なるが、221~290°C で常圧反応が行なわれ、さらに温度 163~248°C で減圧

反応 (約 1 mmHg) が行なわれ、縮合が完了された。表-3 に各組成における常圧及び減圧反応温度が示された。

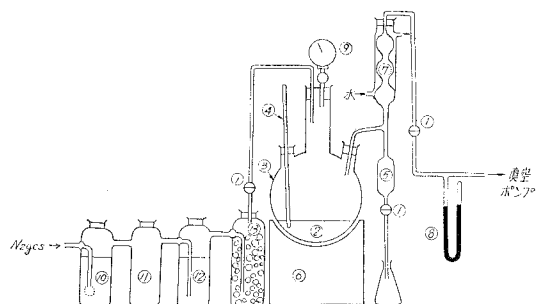
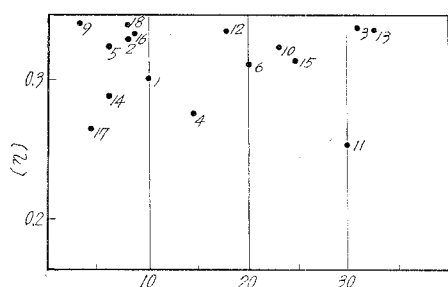
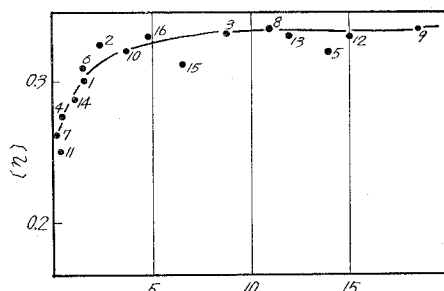


図-1 反応装置

- ① コック ② 反応物 ③ 三口フラスコ
④ 温度計 ⑤ 吸水トラップ ⑥ マントルヒーター
⑦ コンデンサー ⑧ マノメーター ⑨ 圧力計 ⑩ ピロガロール ⑪ 空ビン ⑫ 硫酸 ⑬ 塩化カルシウム

表-1

試料番号	常圧反応時間 (hr)	減圧反応時間 (hr)	固有粘度 [η] (poise)
1	10.0	2.0	0.302
2	8.5	2.5	0.376
3	31.0	8.2	0.331
4	15.0	0.5	0.275
5	6.3	14.0	0.323
6	20.0	2.0	0.312
7	5.0	0.25	0.264
8	8.2	10.7	0.331
9	3.0	15.3	0.340
10	22.5	3.5	0.223
11	30.0	0.5	0.250
12	18.0	15.0	0.332
13	32.5	12.0	0.331
14	6.0	1.5	0.285
15	25.0	6.5	0.315
16	9.0	5.0	0.330

図-2 常圧反応時間と $[\eta]$ の関係図-3 減圧反応時間と $[\eta]$ の関係

反応時間については、常圧、減圧共に種々時間を変えて合成を行ない、ポリマーの固有粘度の測定を Ostwald の粘度計で行なった結果、図-2、図-3 及び表-2 を得た。図-2 から減圧反応時間がほぼ一定の場合には、常圧反応時間が增大しても固有粘度 $[\eta]$ の増大の傾向は認められない。このことから常圧反応時間は生成するポリマーの固有粘度には余り影響しないことがわかった。

一方、図-3 から明らかなように、常圧反応時間がほぼ一定の場合には減圧反応時間が増大すると、固有粘度 $[\eta]$ が増大し、2.5 時間程度で固有粘度は平衡値に達する。それ以後縮合はほとんど進まないことがわかった。このことから、常圧反応においては、低分子量のポリマーが生成し、減圧反応において、縮合反応がほとんど進行しているものと推測された。以上の結果から、常圧反応時間 9 時間、減圧反応時間 3 時間以上が成型加工、紡糸し得る高い固有粘度を

表-2 各種配合比 6-6-6-6-10 共重合ナイロンの反応条件

6-6-6-6-10 共 重合ナイロン			常圧反 応温度	常圧反 応時間	減圧反 応温度	減圧反 応時間	6-6-6-6-10 共 重合ナイロン			常圧反 応温度	常圧反 応時間	減圧反 応温度	減圧反 応時間
6	6-6	6-10	(°C)	(hr)	(°C)	(hr)	6	6-6	6-10	(°C)	(hr)	(°C)	(hr)
100	0	0	286	10.0	246	4.0	10	10	80	287	10.0	245	4.5
70	30	0	275	10.2	233	4.0	65	20	15	268	10.0	223	4.0
50	50	0	280	10.0	237	4.5	40	40	20	266	10.0	219	4.0
30	70	0	274	10.0	235	4.4	15	65	20	269	10.0	230	4.0
0	100	0	290	13.5	246	6.0	20	40	40	267	10.0	224	4.0
0	70	30	280	10.0	240	4.2	20	15	65	262	10.0	227	4.0
0	50	50	284	10.5	238	4.5	40	20	40	262	10.0	220	4.0
0	30	70	279	10.0	242	4.0	55	30	15	258	10.0	198	4.5
0	0	100	288	13.5	248	6.0	30	55	15	256	10.0	212	4.0
30	0	70	283	10.0	244	4.0	15	55	30	258	10.0	216	4.0
50	0	50	276	10.0	238	4.0	15	30	55	254	10.0	185	4.0
70	0	30	275	10.0	242	4.5	30	15	55	255	10.0	196	4.0
80	10	10	285	10.0	245	4.0	55	15	30	252	10.0	200	4.0
10	80	10	284	10.0	242	4.5	33	33	33	251	10.0	163	4.0

得る条件として適当と考える。表-2に各組成における常圧及び減圧反応時間を示す。

反応が完了されて後、溶融状態で反応物を三つ口フラスコから水中に流出させ、良く、水分を除去、減圧乾燥器に試料は保存された。

II-3 試料の成型加工

試料を成型するため、著者は、図-4のような射出成型機（山城精機製作所製）を使用した。この成型機の最大許容油圧は 50 kg/cm^2 で、ノズルから試料が射出される時にはその20倍の圧がかかる。成型温度は、 $0 \sim 300^\circ\text{C}$ まで変えることが出来る。

射出成型のサイクルは、(1) 金型を閉じる。(2) ピストンが前進して金型に原料が充填する。(3) ピストンが後退して原料を加熱シリンダに供給する。(4) 一定時間、全型中で冷却してから金型を開き成型品を除去する。以上の各工程が繰返される。

尚、図-5は金型の正面図で圧縮クリープ用の高さ、直径共に1cmの円柱と引張りクリープ用の2号ダンベルが一度に成型されるようにしてある。著者の実験では円柱の型が利用された。

表-3に各種配合比の6-6-6-6-10共重合ナイロンの成型条件をまとめて記した。この成型条件は透明性、凹凸、気泡、流動性の諸点において最高の条件である。

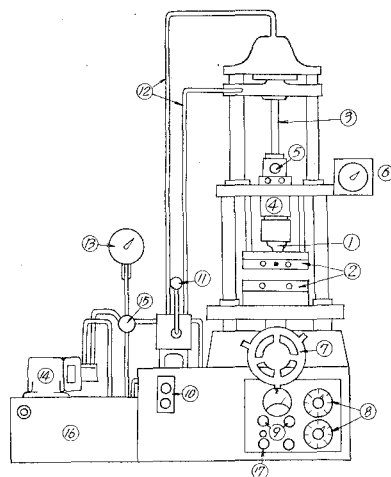
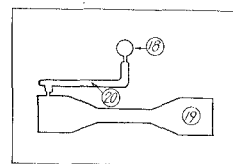


図-4 (a) 射出成型機 (V-2型)



(b) 金型

図-5

- ① シリンダー ② 金型 ③ プランジャー ④ ヒーター (0.7 kW 240 V) ⑤ 試料投入口 ⑥ 温度指示計 ⑦ ハンドル ⑧ スライダック ⑨ ヒューズ ⑩ スイッチ ⑪ レバー ⑫ 油管 ⑬ 油圧計 ⑭ モーター ⑮ パルプ ⑯ 油タンク (55ℓ) ⑰ ヒータースイッチ ⑱ 円柱型 ⑲ 2号ダンベル型 ⑳ ゲート

表-3 各種配合比の共重合ナイロン成型条件

6-6-6-6-10 共重合ナイロン組成 (モル比)			射出圧 (kg/cm^2)	射出温度 ($^\circ\text{C}$)	金型温度 ($^\circ\text{C}$)	正滞留時間 (sec)	冷却時間 (sec)
6	6-6	6-10					
100	0	0	800	185	38	15	75
70	30	0	800	162	52	"	"
50	50	0	600	154	56	"	"
30	70	0	600	160	54	"	"
0	100	0	800	187	50	"	"
0	70	30	600	171	48	"	"
0	50	50	600	151	49	"	"

6-6-6-6-10 共重合ナ イロン組成 (モル比)			射 出 圧 (kg/cm ²)	射 出 温 度 (°C)	金 型 温 度 (°C)	圧 滞 留 時 間 (sec)	冷 却 時 間 (sec)
6	6・6	6・10					
0	30	70	600	163	52	15	75
0	0	100	800	182	58	"	"
30	0	70	800	161	54	"	"
50	0	50	800	149	50	"	"
70	0	30	600	152	54	"	"
80	10	10	800	171	56	"	"
10	80	10	800	166	54	"	"
10	10	80	600	164	53	"	"
10	20	15	600	142	58	"	"
40	40	20	600	138	44	"	"
15	65	20	600	150	45	"	"
20	40	40	600	132	42	"	"
20	15	65	600	133	48	"	"
40	20	40	600	130	45	"	"
55	30	15	600	125	51	"	"
30	55	15	600	130	53	"	"
15	55	30	600	127	47	"	"
15	30	55	600	125	45	"	"
30	15	55	600	119	44	"	"
55	15	30	600	131	43	"	"
34	33	33	600	135	41	"	"

II-4 試料の性状

II-4-a 融点の測定

合成したポリマーは粉碎機により細粉され、硫酸浴によって融点を測定した。

II-4-b 分子量の測定

i) 浸透圧法⁹⁾

試料溶液は 0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5 g/100 ml EtOH とし、半透膜として、脱硝コロジヨン膜^{10), 12)} が使用された。まず、コロジヨン膜¹²⁾ を作成するには、シャーレーに水銀を入れ、その上にコロジヨン溶液 (コロジヨン 5 ml, エチルエーテル 2 ml, エタノール 2 ml) を流してふたをして 10 分間放置し溶液を一様に拡げ、再び蓋をとって 1 時間放置乾燥せしめる。乾燥後 50°C 位の温水をゲル膜に注ぎ、脱溶媒せしめる。後、静かに膜を水銀面よりはがし、数日間、新しい蒸留水でゲル膜を洗滌する。このコロジヨン膜は、アルコールに溶解するので、脱硝し、再生セルローズとして用いられる。脱硝方法は Montonna の方法¹³⁾ により、125 ml の濃厚アンモニアに 325 ml の水、50 ml のエタノールを加えたものに硫化水素ガスを飽和させて作っ

た水硫化アンモニウム溶液にコロジヨン膜を 1.5~2 時間浸して脱硝コロジヨン膜がつくられる。これを充分水洗して、用いられる溶媒え調整を行なう。当実験室においては、約一年間保存し調整されたものが使用に供せられた。

高分子の浸透圧測定に Osmometer が用いられた。即ち、図-6 に示されるような、Zisman-Myerson¹⁴⁾ 型が用いられた。図-6 のようなガラス製の薄い形のセルの両側に半透膜をはりつけ、これを金属の側板で支持する。セル中に測定しようとする溶液を入れ、osmometer を純溶媒中に入れ、一定温度で平衡に達したときの液柱の高さを、カセットメータで読みとる。測定方法は動力法¹⁵⁾ によった。この結果から外挿法¹⁵⁾ によって、平衡圧が求められた。浸透圧の基礎式 (1) からわかるように

$$dh/dt = -k(h-h_0) \quad (1)$$

h : 液面差, h_0 : 平衡圧, t : 時間, k : 定数

$\Delta h/\Delta t$: 移動速度, $\Delta h = h_2 - h_1$, $h = (h_1 +$

$h_2)/2$: 液面差

液面差の移動速度と液面差をプロットすれば、直線関係が示され、移動速度を 0 へ外挿した値が平衡圧

h_0 である。

平衡圧から分子量を算出するには、van't Hoff の式¹⁶⁾ (2) が用いられた。

$$\pi = (RT/M)C + AC^2 \quad (2)$$

即ち、平衡圧を浸透圧に換算し、横軸に C 、縦軸に π/C をとれば、直線関係が成立し、その切片より分子量は算出された。

測定結果の一例を、図-7、図-8 に示す。

ii) 粘度法

6 ナイロン、6-6 ナイロン、6-10 ナイロンのホモポリマーの分子量は、粘度法によって測定された。溶媒として各々、 m -クレゾール、90% ギ酸、50% 硫酸を用い、Ostwald 粘度計により固有粘度 $[\eta]$ が決定され、分子量の算出には次式が用いられた。

$$6 \text{ ナイロン; } M = 10400 [\eta]^{1.61} \quad (7)$$

30°C メタクレゾール

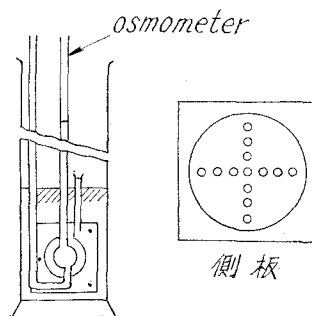


図-6 osmometer

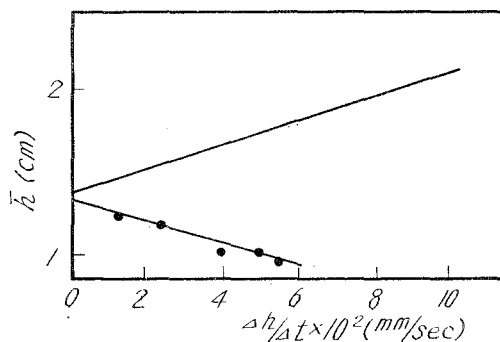


図-7 液面差 h とその移動速度 $\Delta h/\Delta t$ との関係

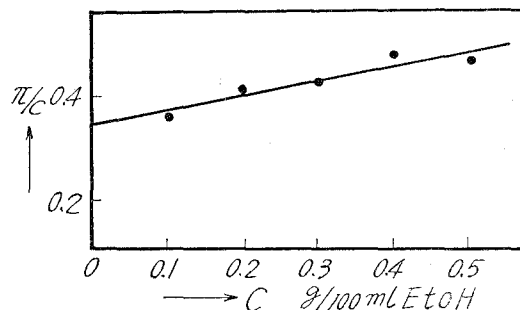


図-8 $\pi/c \sim c$ プロットの一例

6・6 ナイロン; $M=13000$ $[\eta]^{1.39}$ 30°C 90% ギ酸

6・10 ナイロン; $M=14800$ $[\eta]^{1.23}$ 30°C 50% 硫酸

II-4-c 密度の測定

各配合比の円柱形試料の密度は、浮沈法によって測定された。即ち、混合溶媒として四塩化炭素と99% エタノールを用い比重計によって、密度が測定された。

II-4-d 合成物中の未反応物及びポリマーの検出

合成物中には未反応物として ϵ -カプロラクタム、6・6 ナイロン塩、6・10 ナイロン塩が、又 6・6・6・6・10 ナイロンのホモポリマーの混入も考えられる。これらの物質の混入は、合成物の物性に多少なりとも影響を与え、真の物性を示さなくなる。従って、i) 溶解度分別法、ii) ペーパークロマトグラフィ法¹⁸⁾によって検出が行なわれた。

著者は、実験によって得られたナイロン及びモノマーの水、エタノールに対する溶解度を表-4に示した。

粉末共重合ナイロン約5gを正確に秤量し蒸留水100mlに5時間還流し乍ら溶解させる。表-4から明らかなように、モノマー以外は水に溶解しない。室温まで冷却した後、ガラス濾斗で濾過し、充分乾燥後秤量し、減量を算出し、さらに、モノマーを除去した後の試料をエタノール100mlによって還流し溶解させ、その結果、試料は全部溶解し透明な溶液となったので、ホモポリマーの混入はないと推測された。

ii) ペーパークロマトグラフィ法

溶解度分別によって、ホモポリマーの混入は認められなかったが、著者はペーパークロマトグラフィ法によって、その混入を確認した。

0.1g/100ml ギ酸の溶液を各種ナイロンについて作り、ロ紙(2cm×40cm) No. 54が用いられ、展開溶媒として87% ギ酸を用い、発色剤として Solacet Fast Blue 2 BS¹⁹⁾ が用いられた。ロ紙にマイクロピペットで0.005ml溶液をつけ、87% ギ酸を深さ2cm位入れた高さ45cmの密閉容器につるした。室温で3時間経過後、とり出し風乾し80°Cの発色溶液に2分間程浸し発色させた。

著者の実験によって得られた6ナイロン、6・6 ナイロン、6・10 ナイロンの R_f 値は、それぞれ0.55, 0.21, 0.014であることが分かった。Cora, W. Ayers の報告¹⁸⁾によれば、ホモポリマーの三つの値の間に6・6・6・6・10 共重合ナイロンの R_f 値があるはずであり、また共重ナイロンにホモポリマーが混入した場合、2以上のスポットが現われる筈である。合成されたナイロンについての

表-4 ナイロン及びモノマーの溶解度

	99% エタノール 25°C	水 25°C
ϵ -カプロラクタム	31.24%	85%
6・6 ナイロン塩	0.02	49
6・10 ナイロン塩	0.07	42
6 ナイロン	0	0
6・6 ナイロン	0	0
6・10 ナイロン	0	0
6・6・6・6・10 ナイロン	19.53	0

R_f 値は表-5に記されたが、その値は、ほぼ、ホモポリマーの中間にあり、又、スポットは唯一つ測定された。

以上の事から、合成ナイロンにはホモポリマーの混入は三組成による合成の際に、ないと著者は判断した。

II-4-e 赤外線吸収スペクトルによる測定^{20), 21)}

充分乾燥した共重合ナイロンを射出成型機により、薄膜(0.03~0.07 mm)を作り、不透明膜なる故25段多重反射式赤外分光光度計(日立製作所製)によって赤外線吸収スペクトルを測定した。種々の配合比の共重合ナイロンについてスペクトルを測定したが、配合比による変化は認められず、ほぼ一致した結果が得られた。測定例を図-9に示す。

図-9からは、 3.4μ , 6.8μ , 3.0μ , 6.1μ の吸収帯は、それぞれ、C-H伸縮振動、 CH_2 の変角振動、及びペプチド結合を示している。以上、試料の性状試験を各種行なった結果は表-5に示される。

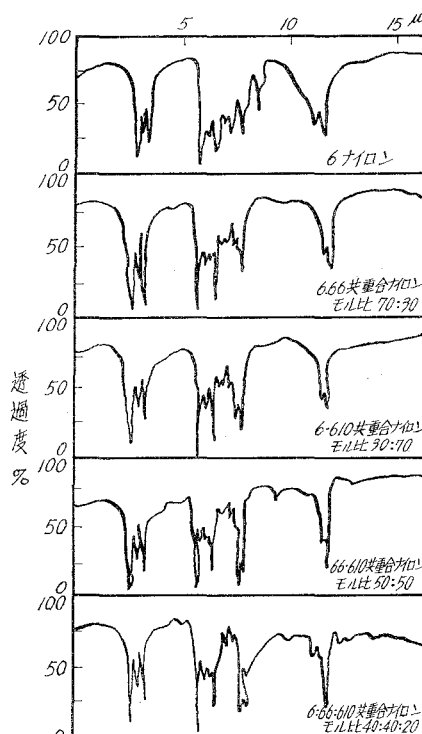


図-9 代表組成の赤外線吸収スペクトル

表-5 各種組成ナイロンの性状試験値

各種組成ナイロン (モル比)			融点 (°C)	分子量	密度 (g/cm ³)	合成物質中の 未反応物 (%)	R_f 値 (87% ギ酸)
6	6・6	6・10					
100	0	0	218	42,800*	1.162	—	0.026
70	30	0	185	35,100	1.153	0.04	(0.055)
50	50	0	186	55,400	1.142	0.06	0.020
30	70	0	180	29,800	1.138	0.01	—
0	100	0	208	31,200*	1.159	—	(0.021)
0	70	30	193	30,100	1.141	0.03	0.020
0	50	50	170	45,800	1.147	0.02	0.026
0	30	70	188	41,300	1.146	0.06	—
0	0	100	202	39,000*	1.166	—	(0.014)
30	0	70	180	45,600	1.162	0.05	0.021
50	0	50	165	31,500	1.140	0.00	0.025
70	0	30	173	34,600	1.133	0.04	0.020
80	10	10	195	41,900	1.142	0.07	—
10	80	10	182	28,600	1.127	0.11	—
10	10	80	185	26,200	1.123	0.07	0.024

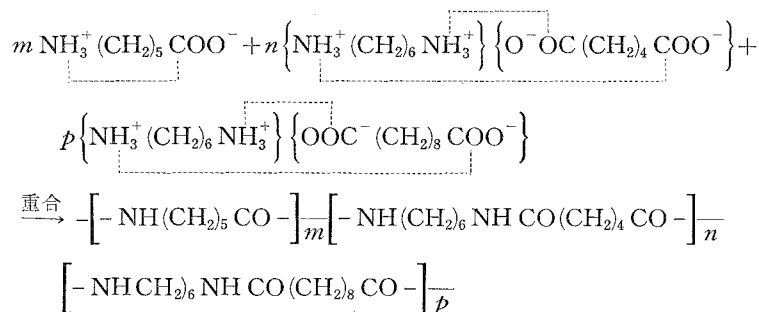
各種組成ナイロン (モル比)			融 点 (°C)	分 子 量	密 度 (g/cm ³)	合成物質中 の未反応物 (%)	R_f 値 (87% 酢酸)
6	6・6	6・10					
65	20	15	164	36,400	1.136	0.02	—
40	40	20	152	49,200	1.145	0.04	—
15	65	20	169	34,900	1.132	0.05	0.026
20	40	40	150	53,700	1.147	0.00	—
20	15	65	166	54,100	1.135	0.00	0.021
40	20	40	150	48,300	1.126	0.01	0.020
55	30	15	142	51,000	1.136	0.03	0.025
30	55	15	132	38,900	1.125	0.04	—
15	55	30	138	49,700	1.122	0.05	—
15	30	55	136	59,200	1.126	0.03	0.021
30	15	55	125	52,100	1.130	0.01	0.026
55	15	30	138	57,400	1.128	0.00	—
34	33	33	140	54,600	1.125	0.02	0.023

* は粘度平均分子量その他は数平均分子量。

II-4-f 共重合ナイロンの構造の推定

得られた各種の 6-6・6-6・10 共重合ナイロンの構造は複雑になるが、次の様に考えられる。

即ち



但し, m, n, p はモル数を示すが, この場合は, 得られた共重合体の部分的重合度を示す事になる。この構造形式は一例に過ぎず, 各構成体を A, B, C で表わせば

$A_m-B_n-C_p, A_m-C_p-B_n, B_n-A_m-C_p, B_n-C_p-A_m, C_p-A_m-B_n, C_p-B_n-A_m$ の組合わせがあるが, これは理想的な状態を示して, 配列を裏返しすれば, 三の例に集約する事が出来る。しかし, 実際には, $A_{m_1}-B_{n_1}-C_{p_1}-A_{m_2}-C_{p_2}-B_{n_2}-A_{m_3}-A_{m_4}-B_{n_3}-C_{p_3}-C_{p_4}-\dots$ の如く合成される事が出来るが, 之を連続的に追跡する事が不可能である。この場合の $m_1, n_1, p_1 \dots$ の数字は次の如く表わす。

$$m = \sum_{i=1}^{i=g} m_i, \quad n = \sum_{i=1}^{i=g} n_i, \quad p = \sum_{i=1}^{i=g} p_i$$

従って、得られた共重合ナイロンは上記代表例として考え、重合度 m, n, p で表わしたがその配列は考えには入れなかった。

III. 測定方法

III-1 実験装置

実験装置は図-10 のような parallel plate plastometer (東洋精機製作所製) が用いられた。この装置では、室温 \sim 200°C ($\pm 0.05^\circ\text{C}$ の精度)、0 \sim 60 kg までの条件が利用出来る。従って、定荷重、定温にして、円柱試料の歪の時間的追跡が行なわれる (ストレインゲージの精度 1/100 mm)。

III-2 測定原理

一般に高分子に応力が加わった場合、その歪 \sim 時間曲線は、図-11 のようになる。ここで AB 部分は純粘性流動に相当し、この流動式としては、非圧縮性粘性流動の運動方程式から導かれた Dienes の式がよく知られている。

Dienes の式については

- i) 物質が非圧縮性
- ii) 流れは粘性流動
- iii) きわめて遅い。
- iv) アンビルより、試料は溢れない。

を条件としているが、著者の実験においても、この四点を満足していると考えて、そのまま式が利用された。表-6 に Dienes 式を示すと

表-6

$$F = -(3\eta V^2/2\pi h^5) \cdot dh/dt \quad (3)$$

$$1/h^4 = (8\pi F/3h V^2) t + C \quad (4)$$

$$m = (8\pi F/3V^2) \cdot 1/\eta \quad (5)$$

$$= (8.21 W \times 10^6/V^2) \cdot 1/\eta \quad (6)$$

W : kg (荷重)

h : 高さ (試料)

η : 粘性

V : 試料の体積

F : W kg 荷重を dyne に直すときの値

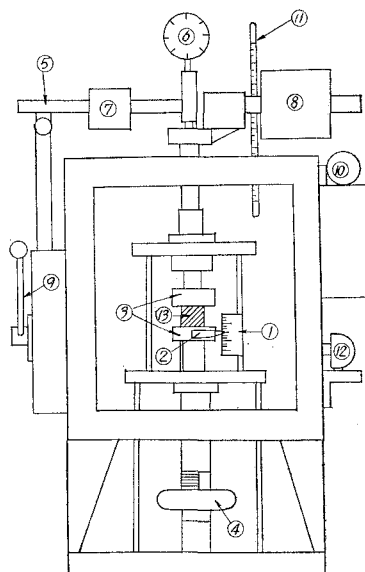


図-10 parallel plate plastometer

- ① 目盛板 ② 指針 ③ アンビル ④ ハンドル ⑤ 荷重レバー ⑥ ダイヤルストレインゲージ ⑦ 小ウェイト ⑧ 大ウェイト ⑨ レバー ⑩ バイメタル ⑪ 温度計 ⑫ 攪拌用モーター ⑬ 試料

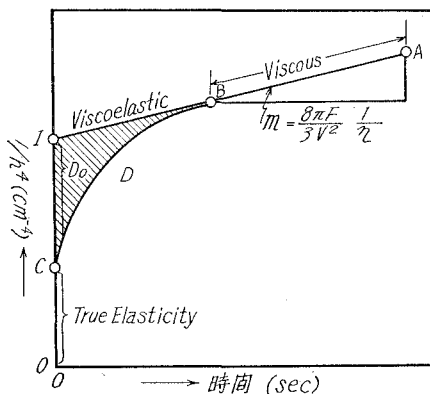


図-11 $1/h^4$ と時間との関係

(4) 式で, F, V, η は一定で, $1/h^4$ と t とは比例関係にある。従って, この関係から, 直線が引かれ, その勾配 m が (5) 式に示される。外粘性率は勾配を求め, V, W を (6) 式に代入することにより求められる (6) 式)。

さらに, この変形挙動をモデルとして 図-12 に示されるようなバネとダッシュポットで表わした四要素モデルで示し, バネ (弾性率 E_1) は CO 部で, 純弾性を示し, バネ (弾性率 E_2) とダッシュポット (粘性率 η_2) との並列の組み合わせは CB の粘弾性を示し, ダッシュポット (粘性率 η_3) は, 式 (6) に表わされるような純粘性部を示している。式 (3) は, さらに四要素モデルに拡張され, 粘性項と同時に粘弾性, 弾性項を含めたものが表-7 に示すように表わされた。

図-11 のクリープ曲線で AB の延長が $1/h^4$ 軸と交わる点を I として IC の部分を D_0 とおくと D_0 は遅延時間 τ が $\tau=0$ のときの粘弾性部分を示す。ICB の面積を縦軸に沿って細断し

表-7 Dienes の拡張式と各定数の算出式

$$K(1/h^4) = \underbrace{1/E_1}_{\text{弾性項}} + \underbrace{(1/E_2)[1-\exp(-t/\tau)]}_{\text{粘弾性項}} + \underbrace{(1/\eta_3)t}_{\text{粘性項}} \quad (7)$$

$$1/K = 8\pi F/3V^2 \quad (8)$$

$$K = 3V^2/8\pi F = V^2 \times 10^{-6}/8.21 W \quad (9)$$

$$\eta_3 = 1/Km \quad (10)$$

$$E_1 = 1/K(I-D_0) \quad (11)$$

$$E_2 = 1/KD_0 \quad (\tau=0 \text{ のとき}) \quad (12)$$

$$\tau = t \quad (D=D_0/e \text{ のとき}) \quad (13)$$

$$\eta_2 = E_2\tau \quad (14)$$

て行けば, 粘性部分が時間と共に指数関数的に減少して行くことが分かる。遅延時間は粘弾性の変形部分 $D=D_0/e$ のときの時間 $\tau=t$ である。従って, $\log D \sim t$ 軸に関してプロットすれば, D_0/e に相当する部分の観測時間が遅延時間 τ となる。それを図示したものが 図-13 である。

このような方法で, 図-13 の傾斜を示す直線の $\log D$ 軸との交わりを求め, これを K とすれば, KD_0 は $\log D_0$ に相当し, これから粘弾性部分の始点 D_0 が求められ, 図-11 の CO 部分, 即ち, 時間によらぬ真の弾性部分が求められる。著者は以上のような方法により, Dienes 式を拡張した式によって, 弾性, 粘弾性, 粘性の各定数を算出し, そのレオロジーを究明した。

III-3 測定方法

本実験は定荷重, 定温度で行なわれたが, 荷重は 20, 40, 60 kg の 3 種, 温度は各々の荷重について 30, 40, 60, 80, 100°C の 5 種を変えて行ない, 測定は 24 時間に亘って行なわれ, その時間間隔は, 始めは 10 秒間隔, 1 分以上では, 0.5 分間隔, 10 分以上では 5 分間隔, 1 時間以上では, 始めは 20 分間隔, 3 時間以上では 1 時間間隔である。

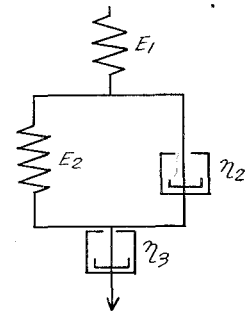


図-12

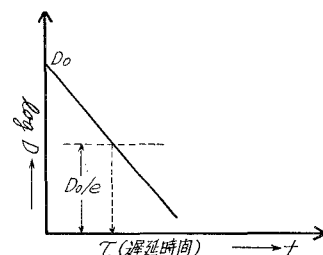


図-13 $\log D$ と t との関係

IV. 実験及び解析結果

定温，定荷重で測定された各種配合比の 6-6-6-6-10 共重合ナイロンの時間に対する変形 % の関係は 図-14~42 に示される。これから明らかに時間経過に伴い，変形 % は増大し，又荷重の増大，温度の上昇に伴い変形 % が増大する。又一般に，配合比が等モルに近づくにつれて変形 % も増大することがわかる。

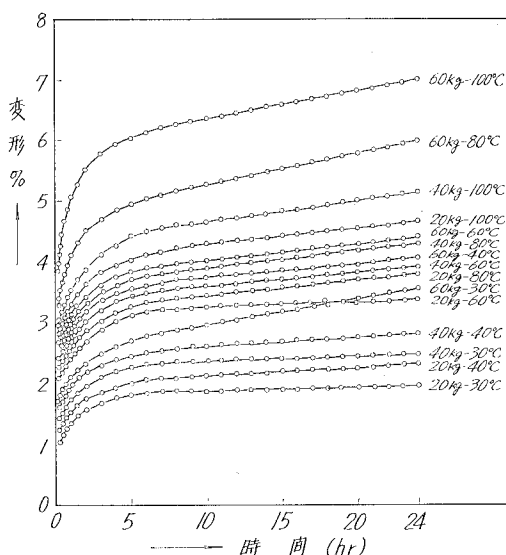


図-14 6-6-6-6-10 (100:0:0) 共重合ナイロンの変形 % と時間との関係

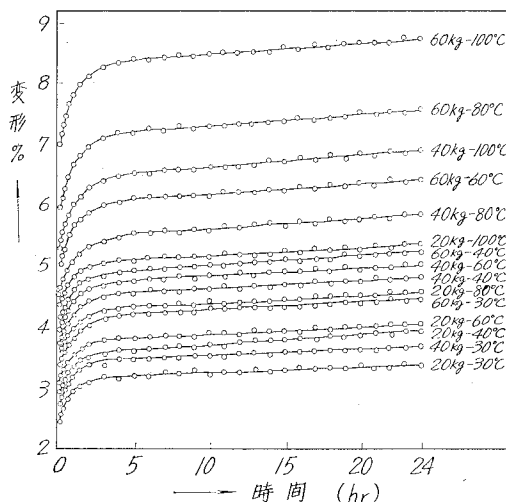


図-15 6-6-6-6-10 (70:30:0) 共重合ナイロンの変形 % と時間との関係

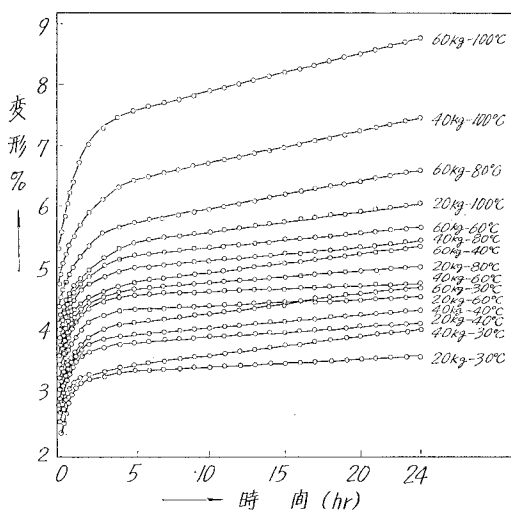


図-16 6-6-6-6-10 (50:50:0) 共重合ナイロンの変形 % と時間との関係

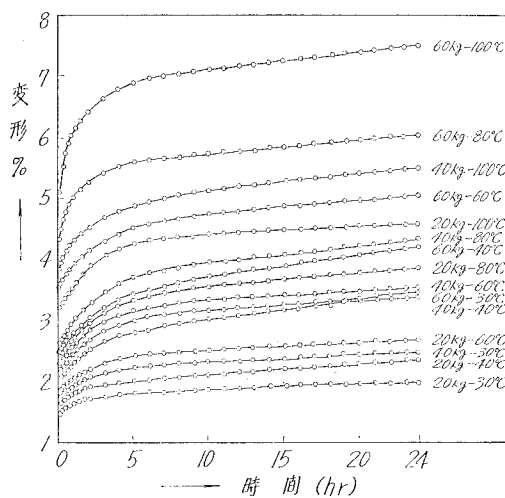
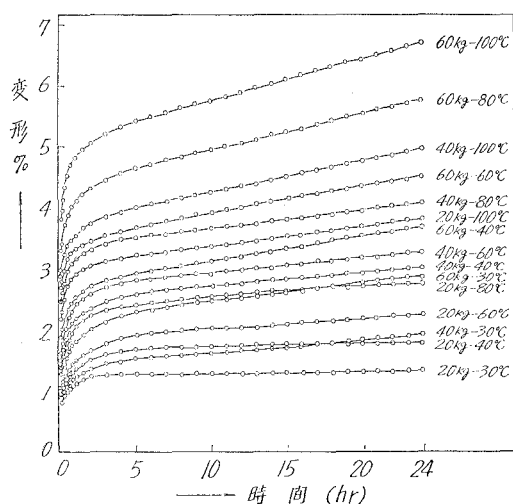
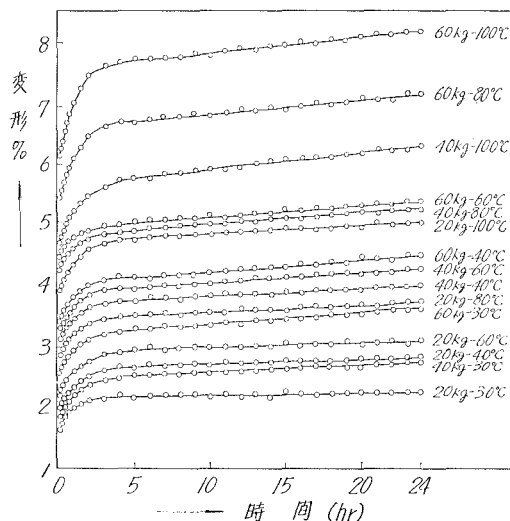


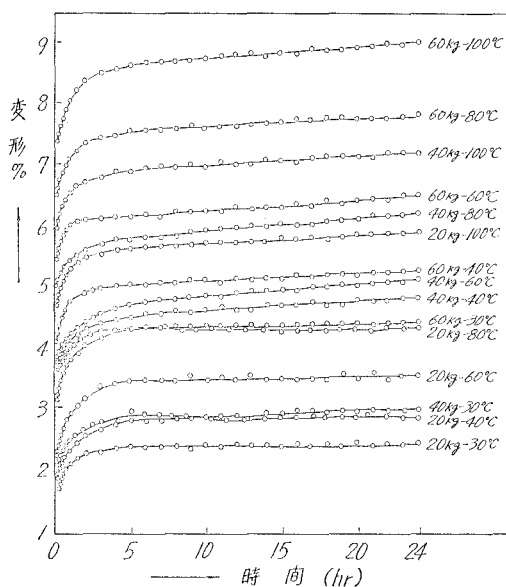
図-17 6-6-6-6-10 (30:70:0) 共重合ナイロンの変形 % と時間との関係



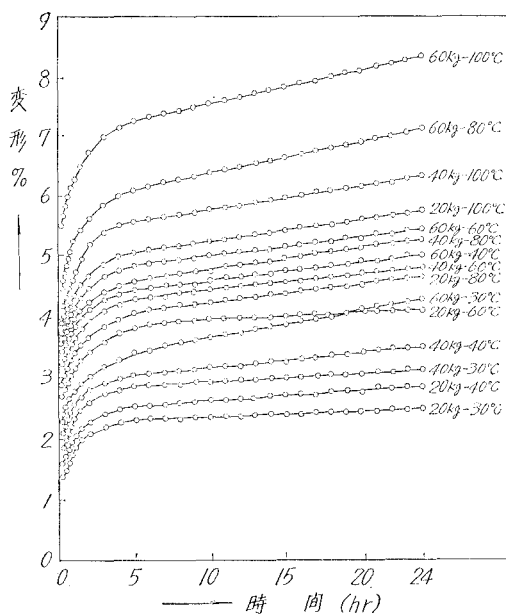
図—18 6-6-6-6-10 (0:100:0) 共重合
ナイロンの変形 % と時間の関係



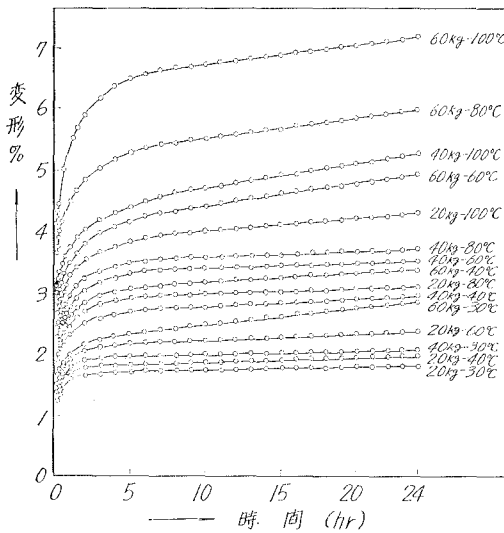
図—19 6-6-6-6-10 (0:70:30) 共重合
ナイロンの変形 % と時間との関係



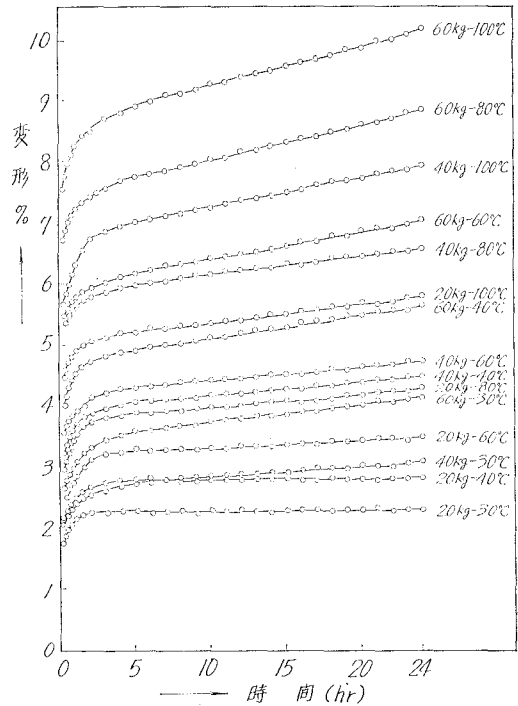
図—20 6-6-6-6-10 (0:50:50) 共重合
ナイロンの変形 % と時間との関係



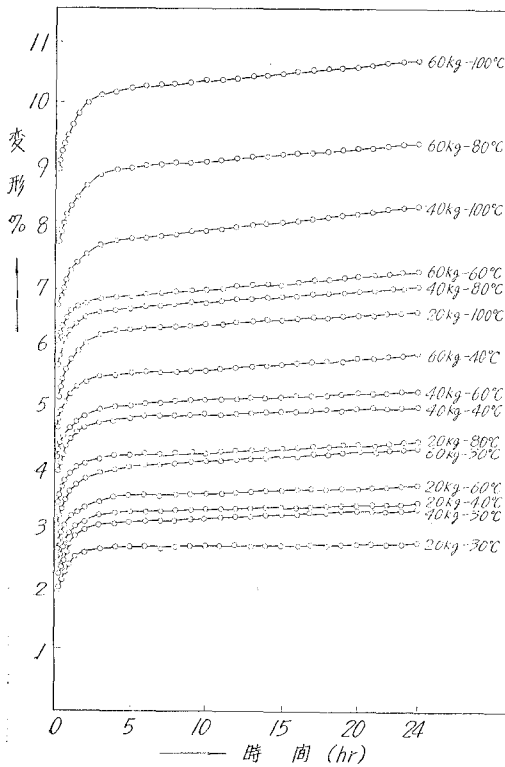
図—21 6-6-6-6-10 (0:30:70) 共重合
ナイロンの変形 % と時間との関係



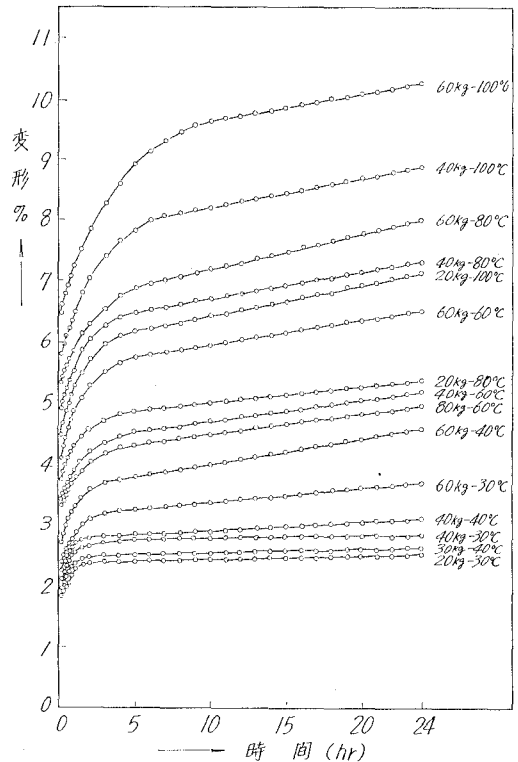
図—22 6-6-6-6-10 (0:0:100) 共重合
ナイロンの変形 % と時間との関係



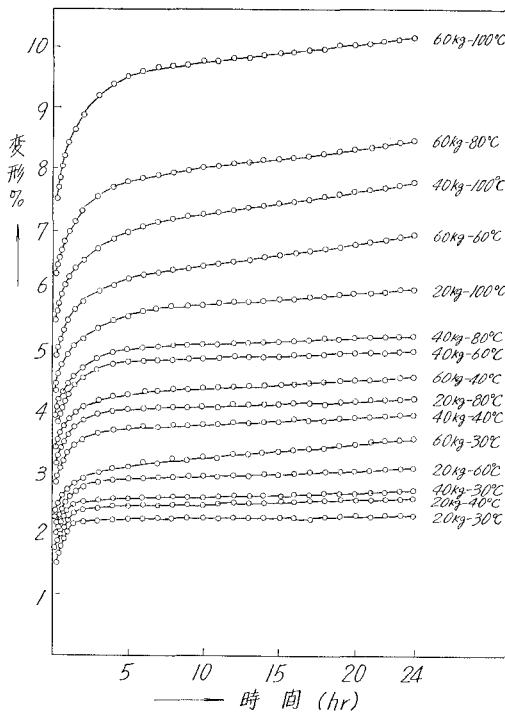
図—23 6-6-6-6-10 (30:0:70) 共重合
ナイロンの変形 % と時間との関係



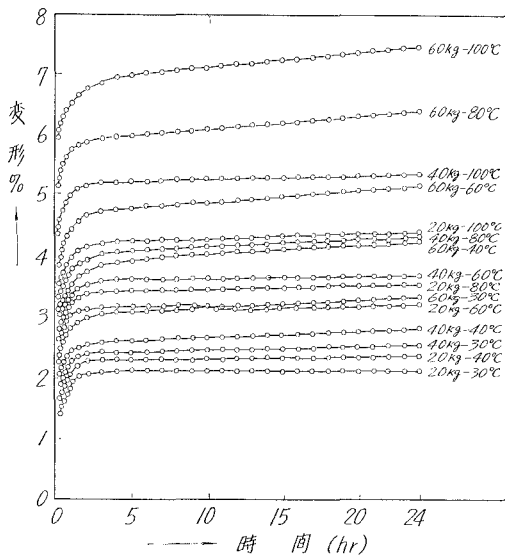
図—24 6-6-6-6-10 (50:0:50) 共重合
ナイロンの変形 % と時間との関係



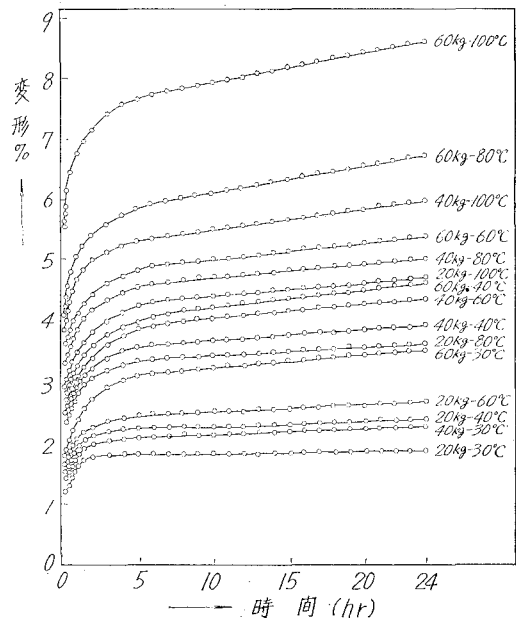
図—25 6-6-6-6-10 (70:0:30) 共重合
ナイロンの変形 % と時間との関係



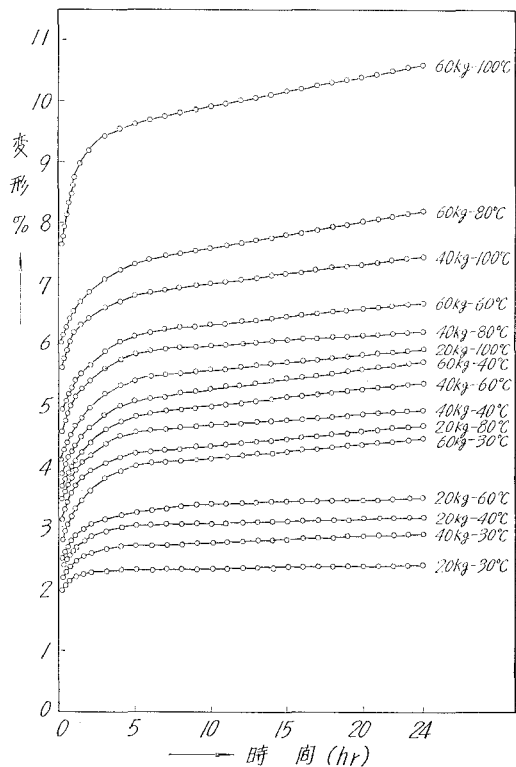
図—26 6-6-6-6-10 (80:10:10) 共重合
ナイロンの変形 % と時間との関係



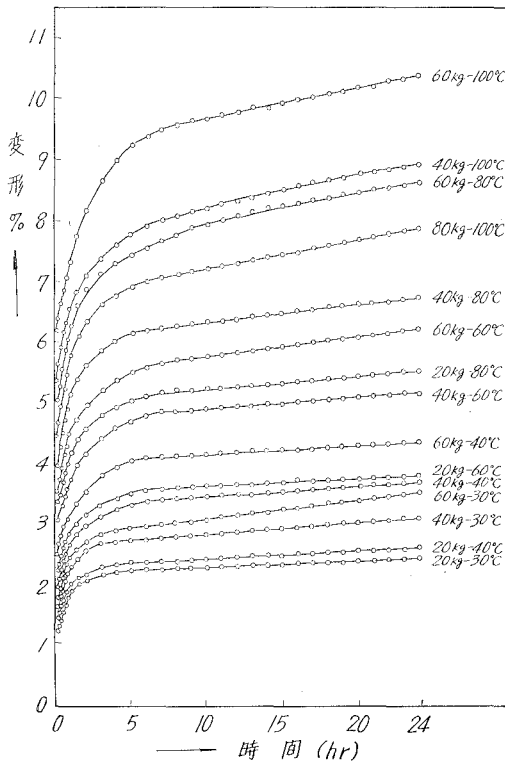
図—28 6-6-6-6-10 (10:10:80) 共重合
ナイロンの変形 % と時間との関係



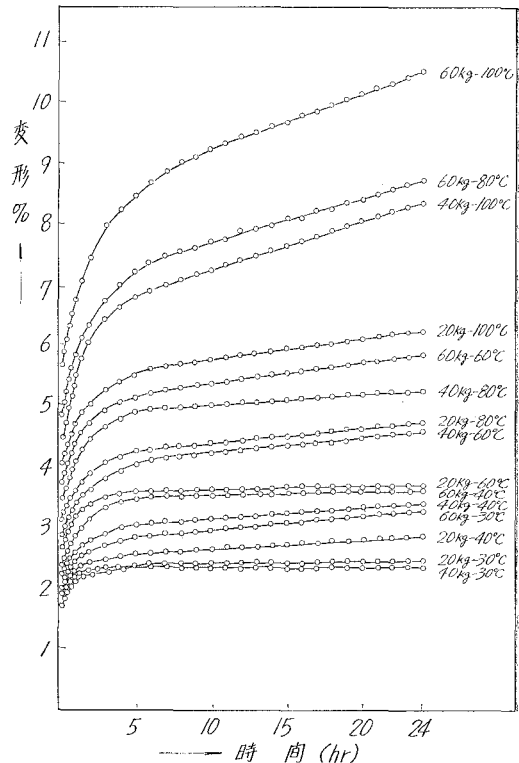
図—27 6-6-6-6-10 (10:80:10) 共重合
ナイロンの変形 % と時間との関係



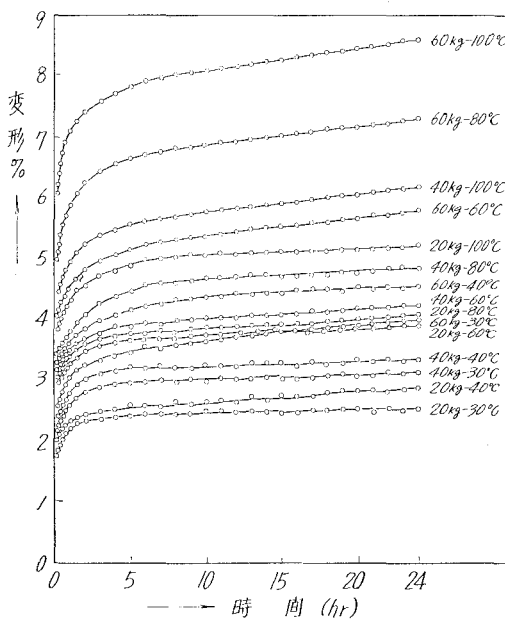
図—29 6-6-6-6-10 (65:20:15) 共重合
ナイロンの変形 % と時間との関係



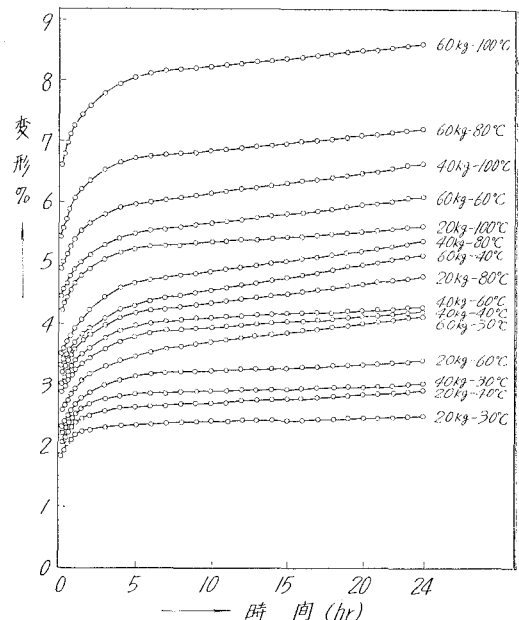
図—30 6-6-6-6-10 (40:40:20) 共重合
ナイロンの変形 % と時間との関係



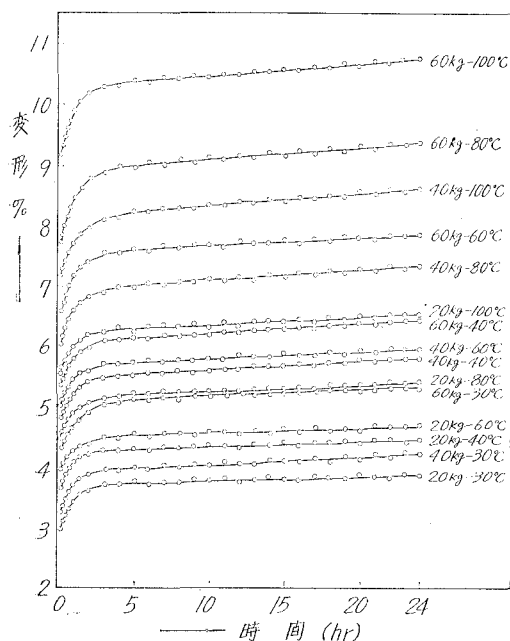
図—32 6-6-6-6-10 (20:40:40) 共重合
ナイロンの変形 % と時間との関係



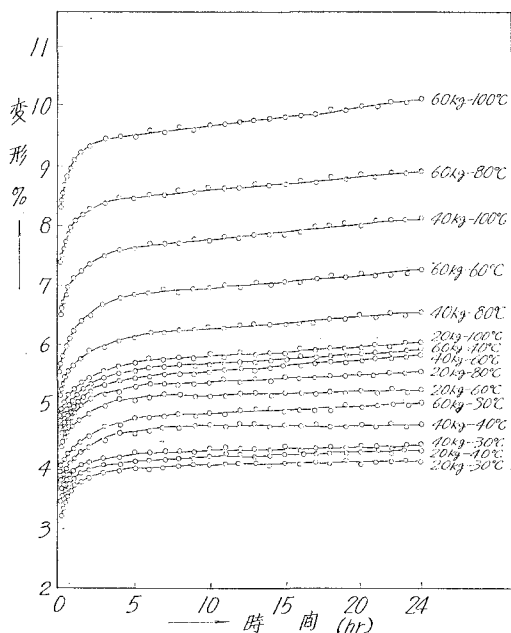
図—31 6-6-6-6-10 (15:65:20) 共重合
ナイロンの変形 % と時間との関係



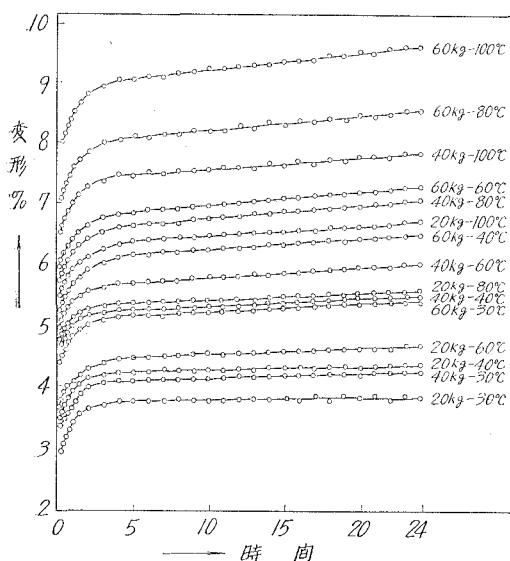
図—33 6-6-6-6-10 (20:15:65) 共重合
ナイロンの変形 % と時間との関係



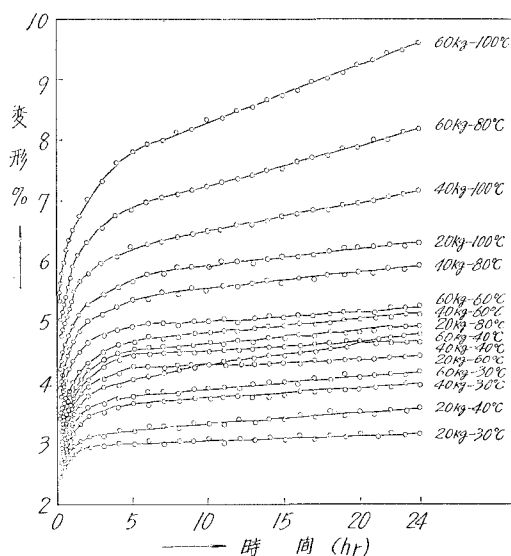
図—34 6-6-6-6-10 (40:20:40) 共重合
ナイロンの変形 % と時間との関係



図—35 6-6-6-6-10 (55:30:15) 共重合
ナイロンの変形 % と時間との関係



図—36 6-6-6-6-10 (30:55:15) 共重合
ナイロンの変形 % と時間との関係



図—37 6-6-6-6-10 (15:55:30) 共重合
ナイロンの変形 % と時間との関係

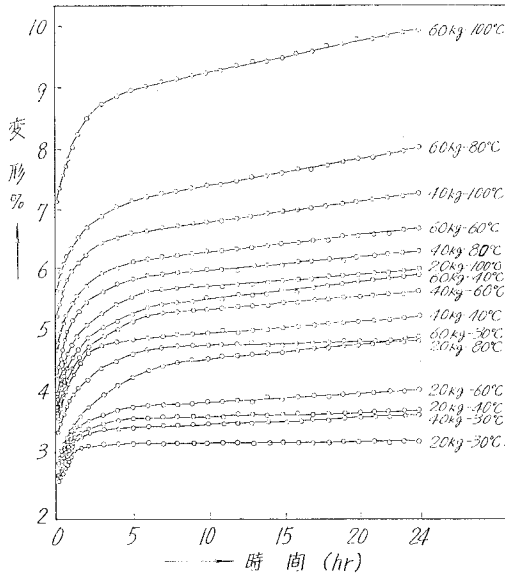


図-38 6-6-6-10 (15:30:55) 共重合
ナイロンの変形 % と時間との関係

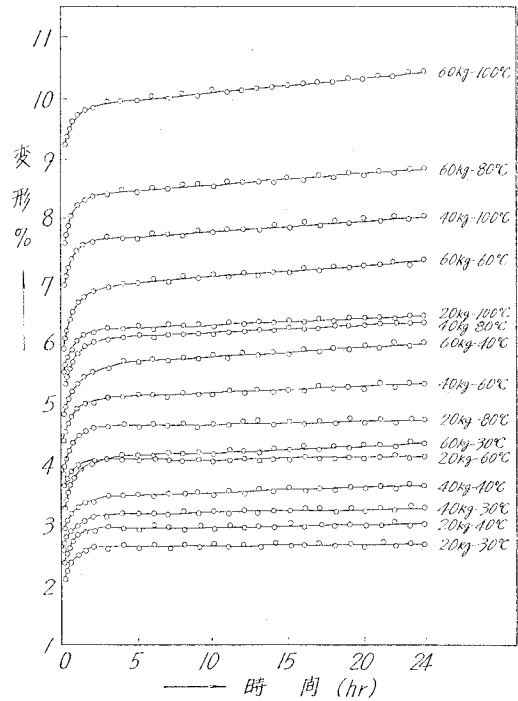


図-39 6-6-6-10 (30:15:55) 共重合
ナイロンの変形 % と時間との関係

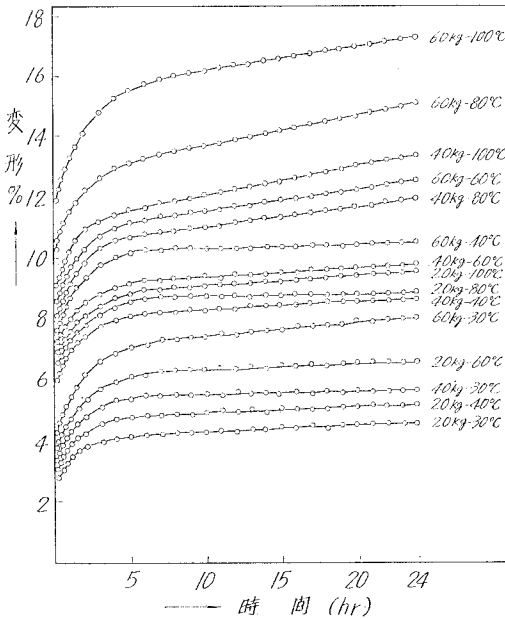


図-40 6-6-6-10 (55:15:30) 共重合
ナイロンの変形 % と時間との関係

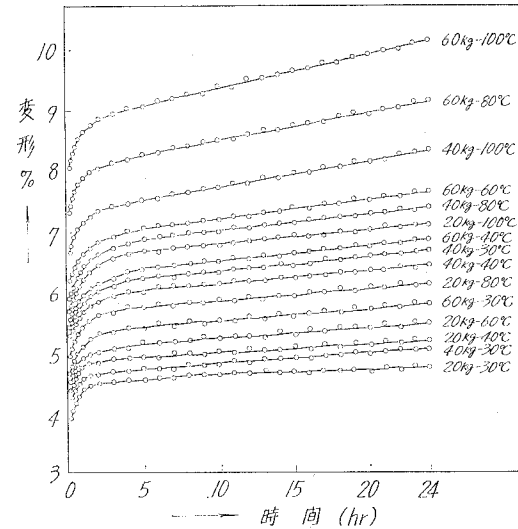


図-41 6-6-6-10 (34:33:33) 共重合
ナイロンの変形 % と時間との関係

V. 考 察

V-1 弾性率 (E_1) と荷重 (W) との関係

図-42~69に各種組成の共重合ナイロンの弾性率 (E_1) と荷重との関係がプロットされている。これから明らかに荷重の減少に E_1 は減少し、総じて良い直線性を示すことがわかったが、ある共重合体組成では高温では直線性からずれ、低温では直線性を示す場合がある。図-12の四要素モデルのバネ (弾性率 E_1) は Hooke の法則に従うもので、弾性率は応力と歪との比 ($E_1 = s/l$) として表わされる。従って、図-14~41の時間と変形 % との関係から、応力の増大と共に歪も増加するが、応力の増大に比し、歪の増加分はそれ程大きくないことを示し、Hooke

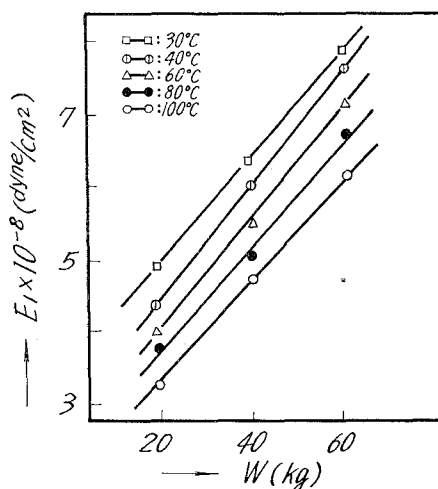


図-42 6-6-6-6-10 (100:0:0) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と荷重 (W) の関係

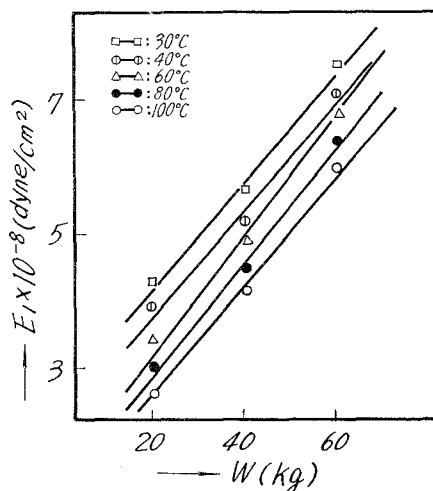


図-43 6-6-6-6-10 (70:30:0) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と荷重 (W) の関係

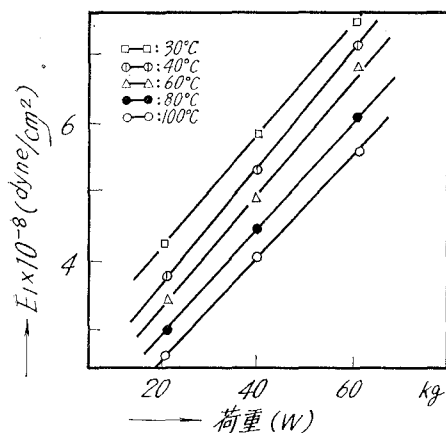


図-44 6-6-6-6-10 (50:50:0) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と荷重 (W) の関係

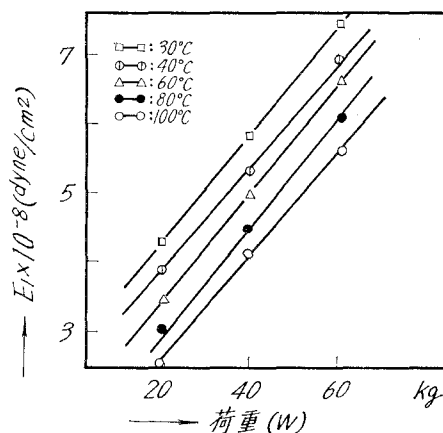
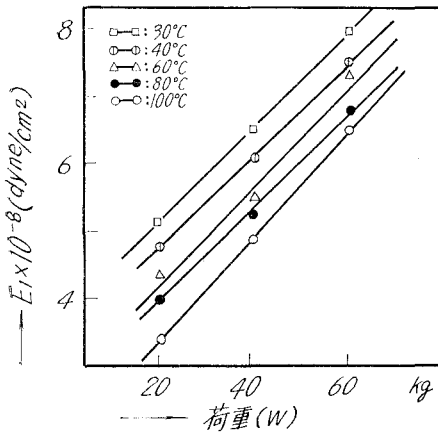
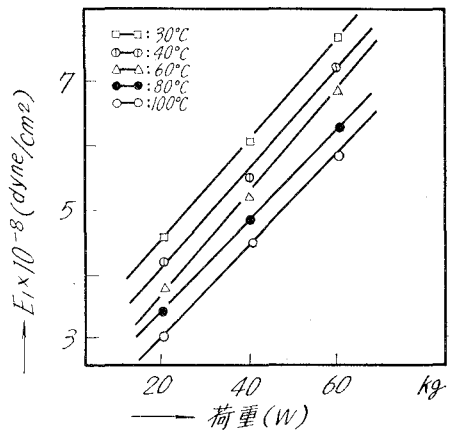


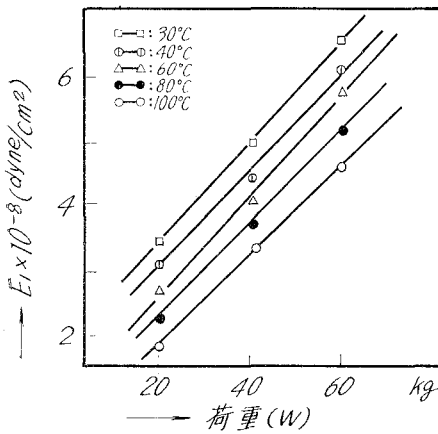
図-45 6-6-6-6-10 (30:70:0) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と荷重 (W) の関係



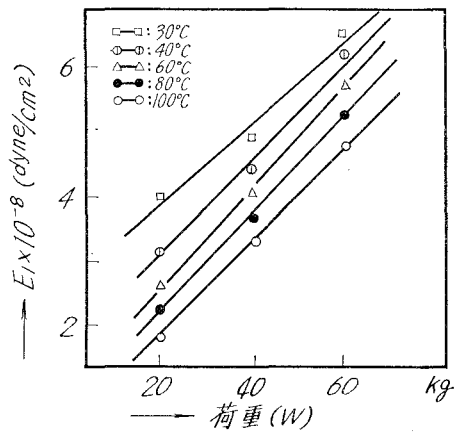
図—46 6-6-6-10 (0:100:0) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と荷重 (W) の関係



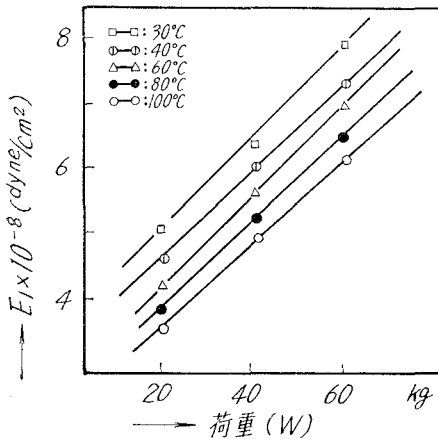
図—47 6-6-6-10 (0:70:30) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と荷重 (W) の関係



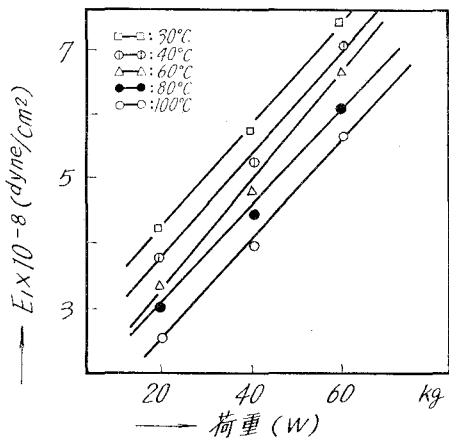
図—48 6-6-6-10 (0:50:50) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と荷重 (W) の関係



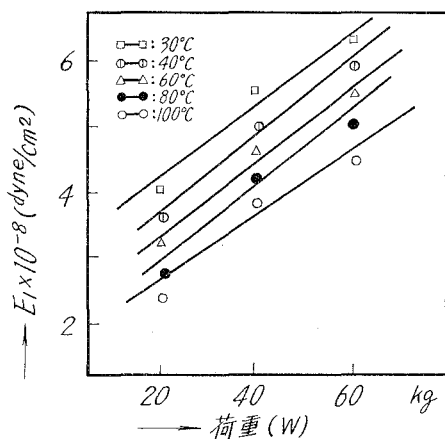
図—49 6-6-6-10 (0:30:70) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と荷重 (W) の関係



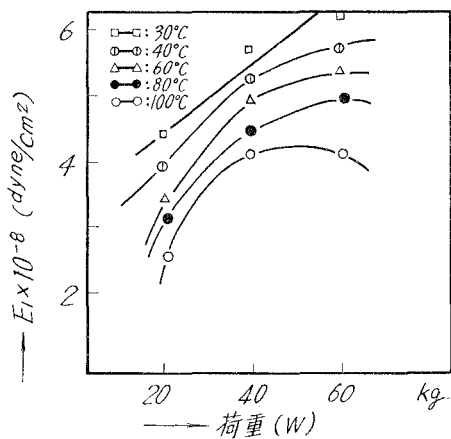
図—50 6-6-6-10 (0:0:100) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と荷重 (W) の関係



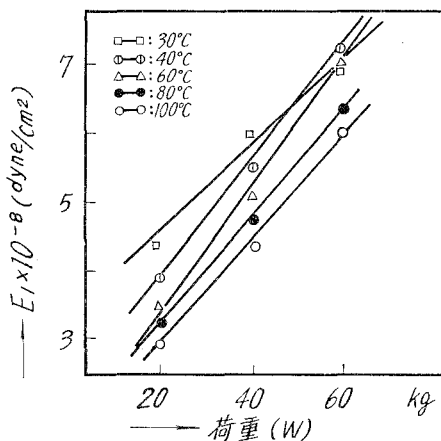
図—51 6-6-6-10 (30:0:70) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と荷重 (W) の関係



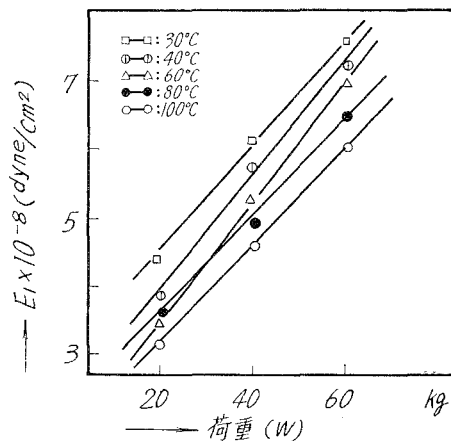
図—52 6-6-6-6-10 (50:0:50) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と荷重 (W) の関係



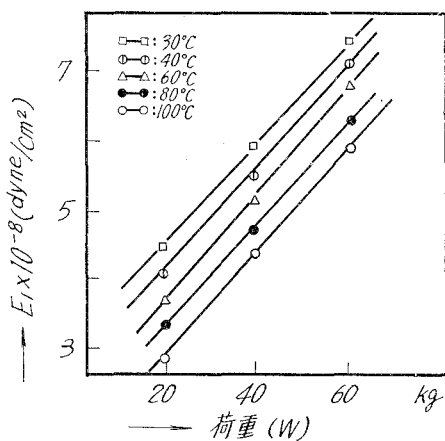
図—53 6-6-6-6-10 (70:0:30) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と荷重 (W) の関係



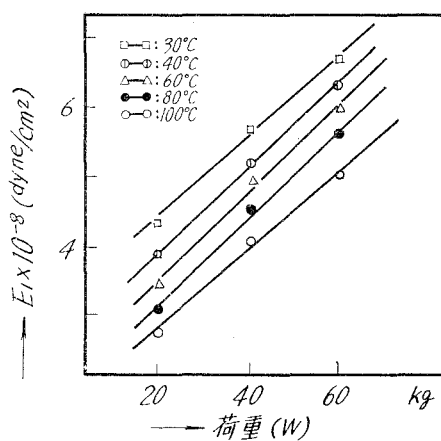
図—54 6-6-6-6-10 (80:10:10) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と荷重 (W) の関係



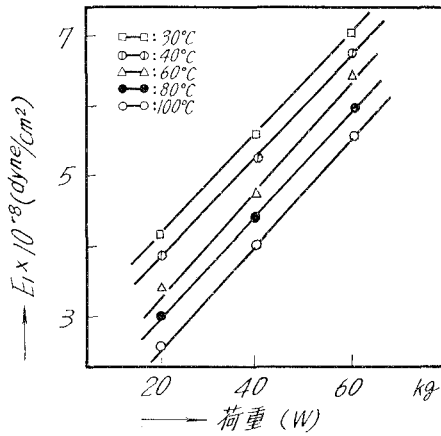
図—55 6-6-6-6-10 (10:80:10) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と荷重 (W) の関係



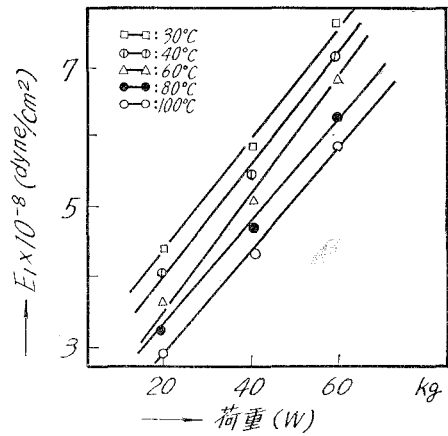
図—56 6-6-6-6-10 (10:10:80) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と荷重 (W) の関係



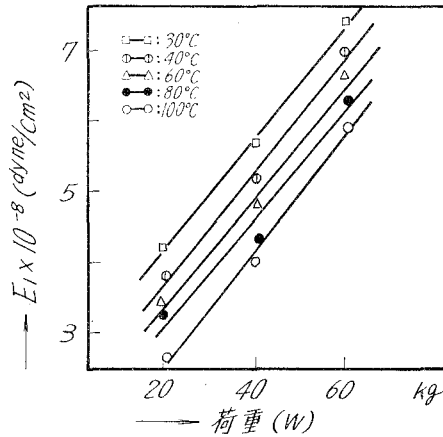
図—57 6-6-6-6-10 (65:20:15) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と荷重 (W) の関係



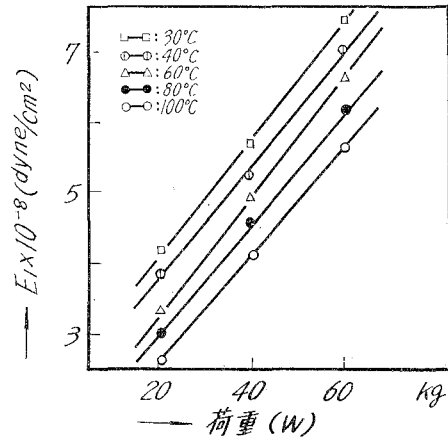
図—58 6-6-6-10 (40:40:20) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と荷重 (W) の関係



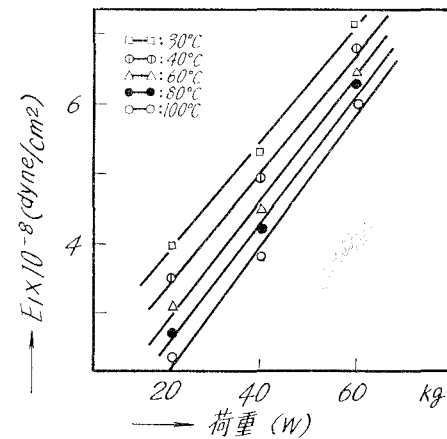
図—59 6-6-6-10 (15:65:20) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と荷重 (W) の関係



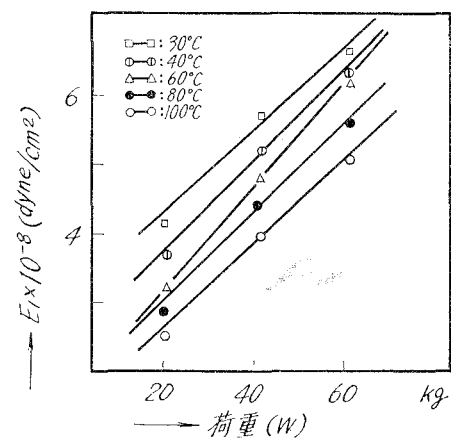
図—60 6-6-6-10 (20:40:40) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と荷重 (W) の関係



図—61 6-6-6-10 (20:15:65) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と荷重 (W) の関係



図—62 6-6-6-10 (40:20:40) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と荷重 (W) の関係



図—63 6-6-6-10 (55:30:15) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と荷重 (W) の関係

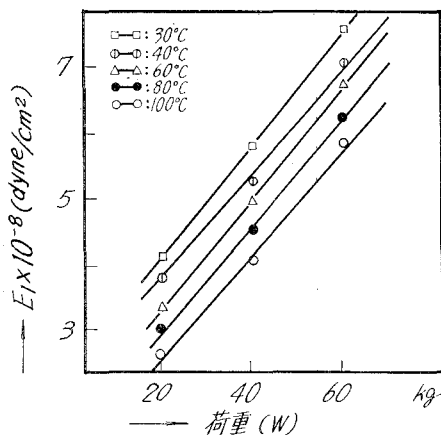


図-64 6-6-6-6-10 (30:55:15) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と荷重 (W) の関係

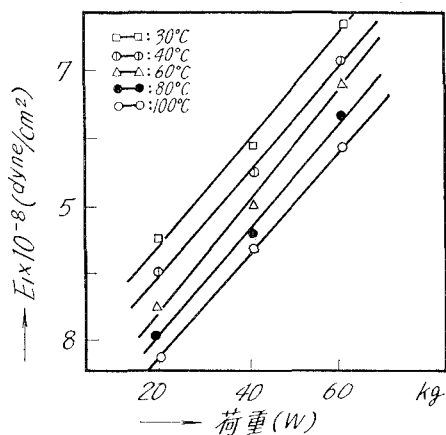


図-65 6-6-6-6-10 (15:55:30) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と荷重 (W) の関係

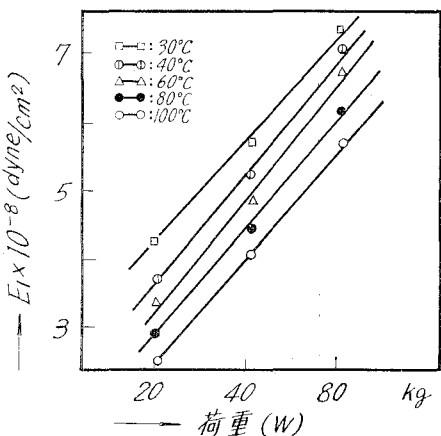


図-66 6-6-6-6-10 (15:30:55) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と荷重 (W) の関係

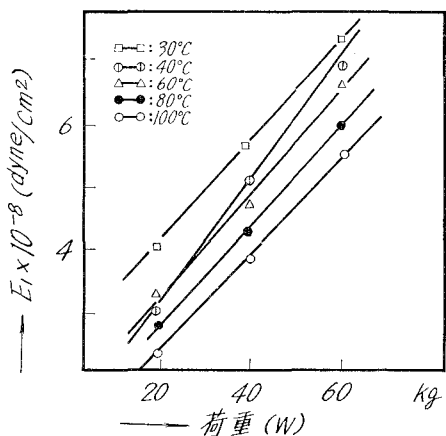


図-67 6-6-6-6-10 (30:15:55) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と荷重 (W) の関係

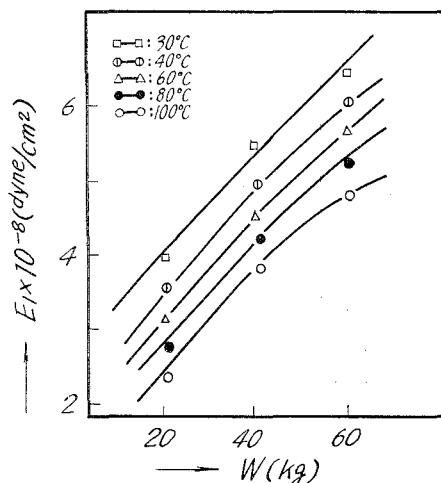


図-68 6-6-6-6-10 (55:15:30) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と荷重 (W) の関係

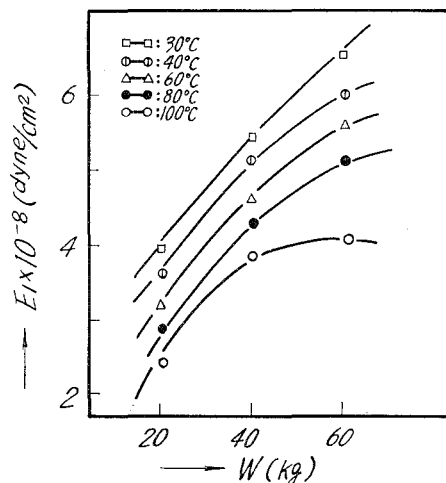


図-69 6-6-6-6-10 (34:33:33) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と荷重 (W) の関係

の法則が適用出来ない範囲の状態を示し、弾性率が一定値を示していない事が明らかである。この事は、高分子物質の瞬間的歪による弾性率挙動は、単純な Hooke の法則に従う理想的バネだけでは説明されないと考察される。

V-2 弾性率 (E_1) と温度 ($t^{\circ}\text{C}$) との関係

図-70~97 に各種組成の共重合体ナイロンについての弾性率 (E_1) と温度 (t) との関係がプロットされている。これから、荷重が一定の場合には、弾性率は温度の増大とともに減少する傾向にある。

その弾性率の減少の度合は荷重が大きい程、著しいことが観察される。この事は、低温下のポリマー分子の熱運動は低調であり、分子は密な状態となり、温度が上昇するにつれて、分子間距離は増大し比容積は増し、その距離がある値に達すると分子の横すべりが可能となるた

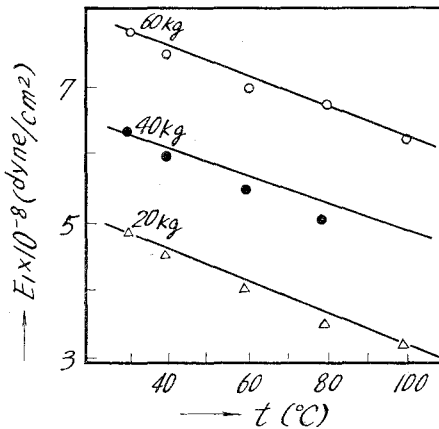


図-70 6-6-6-6-10 (100:0:0) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と温度 (t) の関係

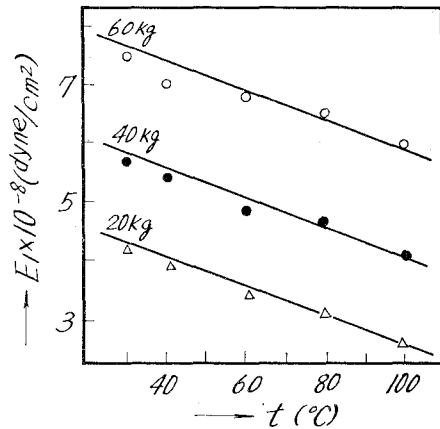


図-71 6-6-6-6-10 (70:30:0) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と温度 (t) の関係

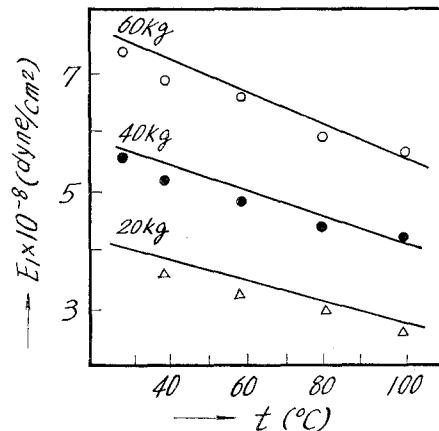


図-72 6-6-6-6-10 (50:50:0) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と温度 (t) の関係

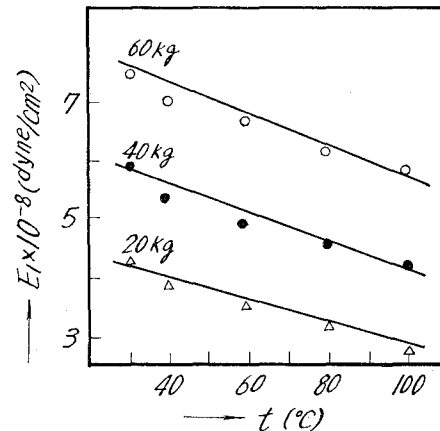


図-73 6-6-6-6-10 (30:70:0) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と温度 (t) の関係

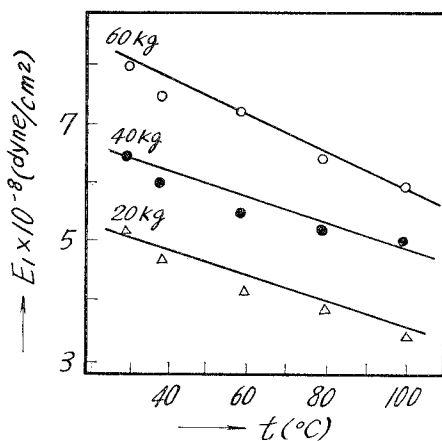


図-74 6-6-6-6-10 (0:100:0) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と温度 (t) の関係

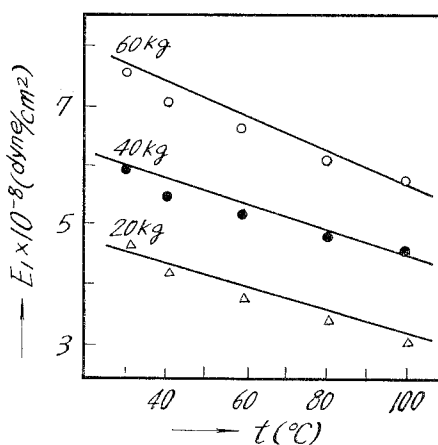


図-75 6-6-6-6-10 (0:70:30) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と温度 (t) の関係

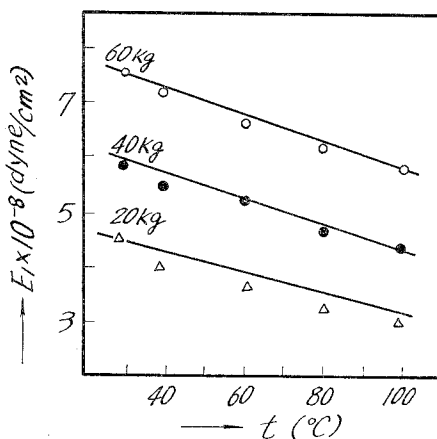


図-76 6-6-6-6-10 (0:50:50) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と温度 (t) の関係

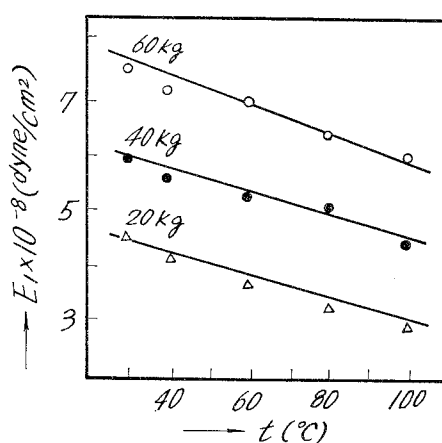


図-77 6-6-6-6-10 (0:30:70) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と温度 (t) の関係

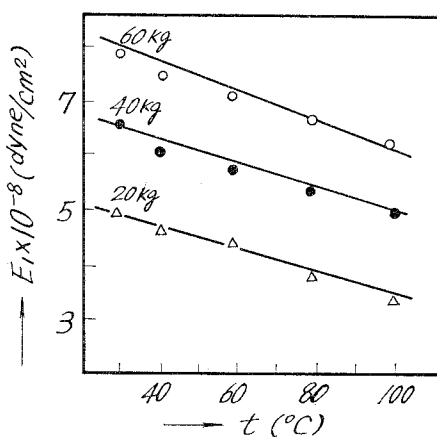


図-78 6-6-6-6-10 (0:0:100) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と温度 (t) の関係

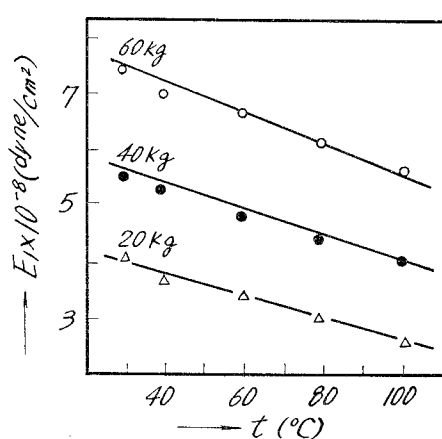
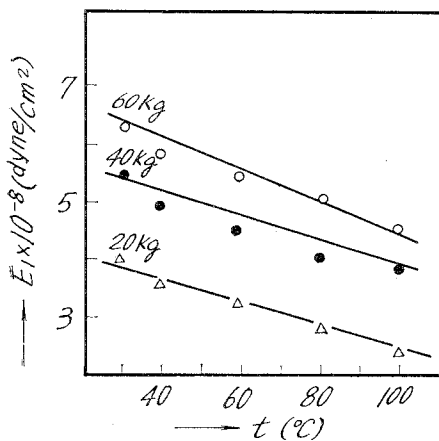
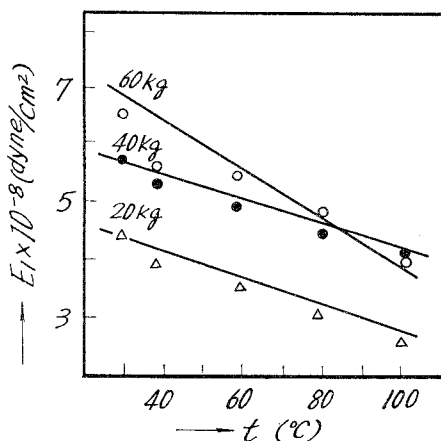


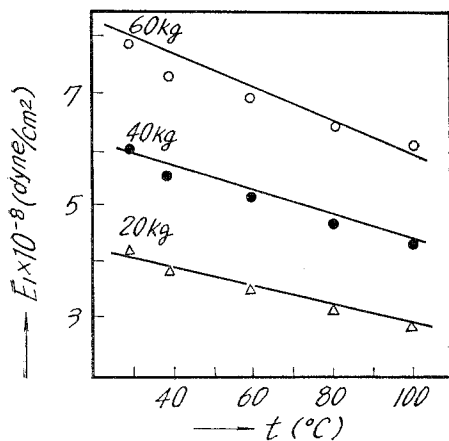
図-79 6-6-6-6-10 (30:0:70) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と温度 (t) の関係



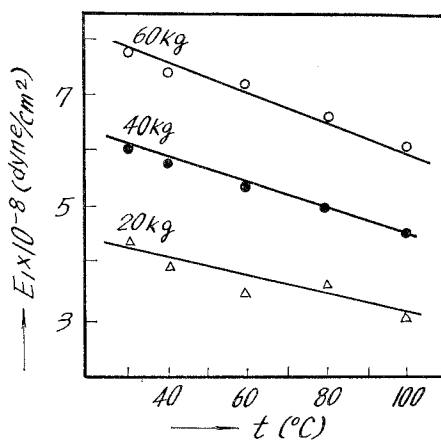
図—80 6-6-6-6-10 (50:0:50) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と温度 (t) の関係



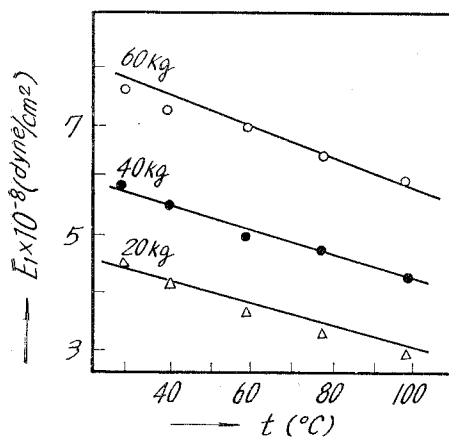
図—81 6-6-6-6-10 (70:0:30) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と温度 (t) の関係



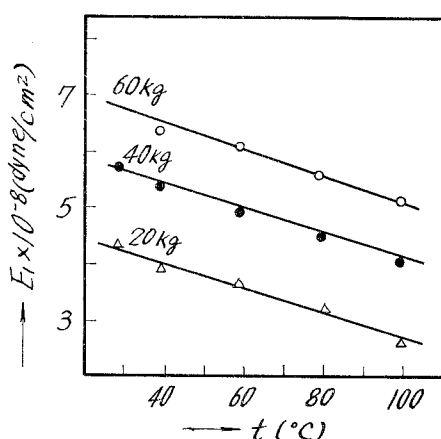
図—82 6-6-6-6-10 (80:10:10) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と温度 (t) の関係



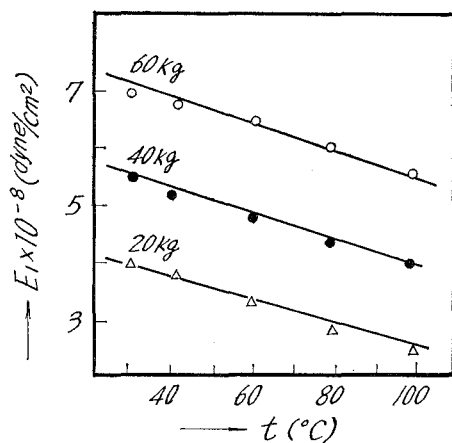
図—83 6-6-6-6-10 (10:80:10) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と温度 (t) の関係



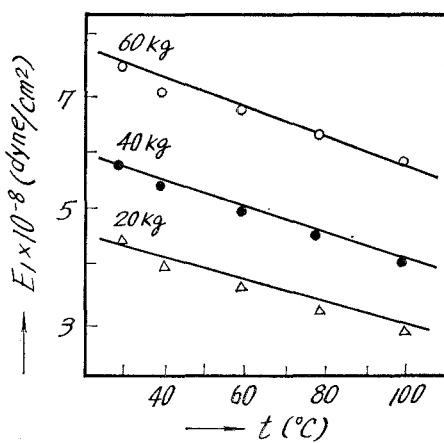
図—84 6-6-6-6-10 (10:10:80) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と温度 (t) の関係



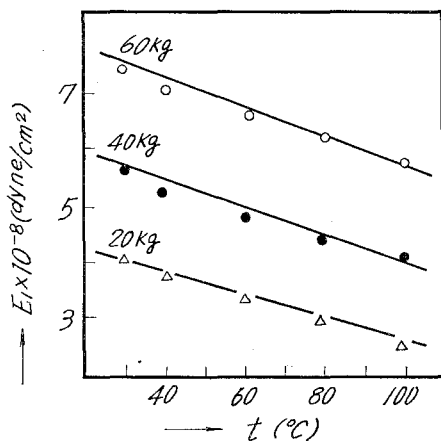
図—85 6-6-6-6-10 (65:20:15) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と温度 (t) の関係



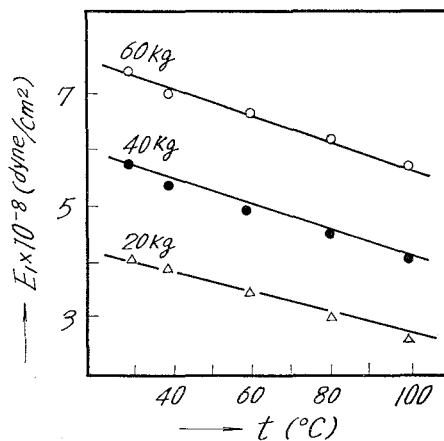
図—86 6-6-6-6-10 (40:40:20) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と温度 (t) の関係



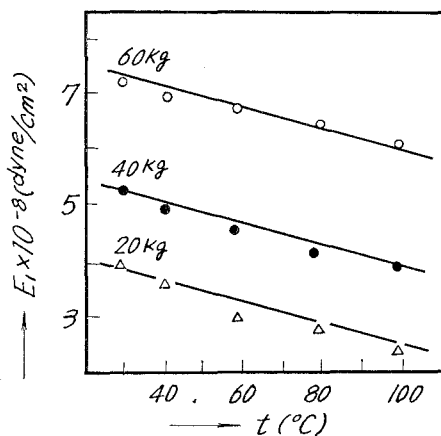
図—87 6-6-6-6-10 (15:65:20) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と温度 (t) の関係



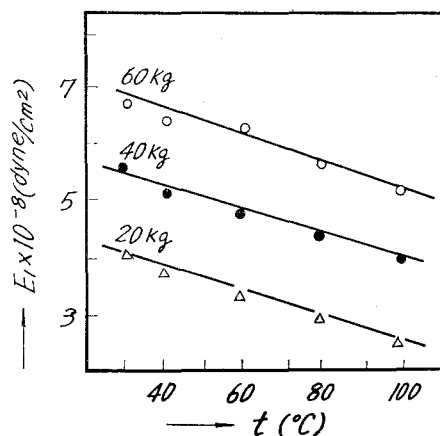
図—88 6-6-6-6-10 (20:40:40) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と温度 (t) の関係



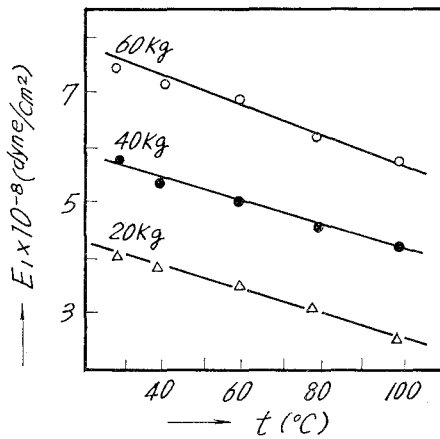
図—89 6-6-6-6-10 (20:15:65) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と温度 (t) の関係



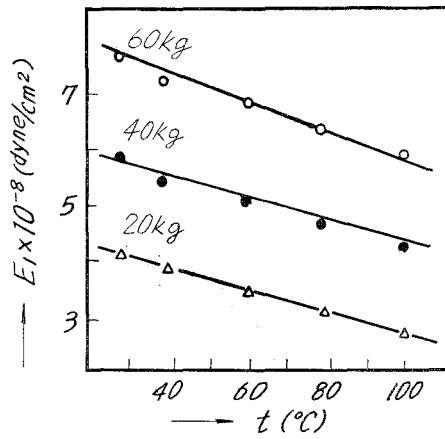
図—90 6-6-6-6-10 (40:20:40) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と温度 (t) の関係



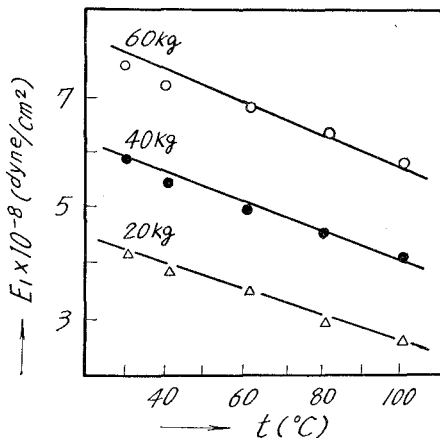
図—91 6-6-6-6-10 (55:30:15) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と温度 (t) の関係



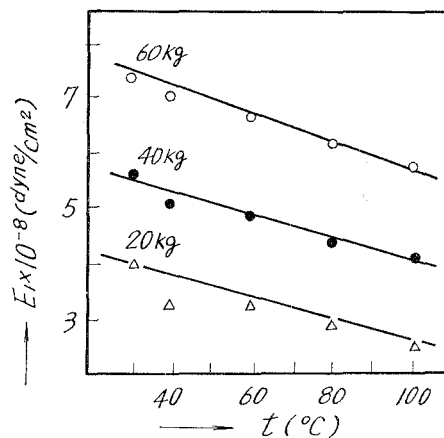
図—92 6-6-6-10 (30:55:15) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と温度 (t) の関係



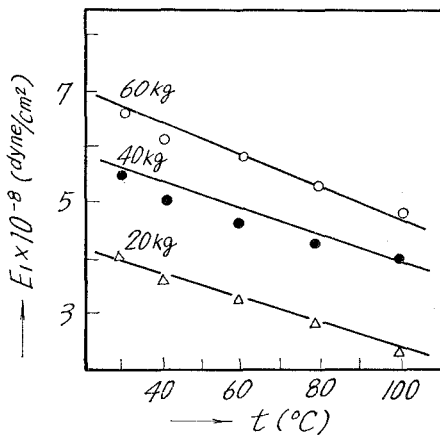
図—93 6-6-6-10 (15:55:30) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と温度 (t) の関係



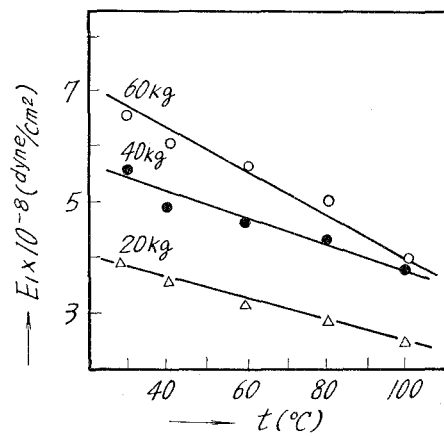
図—94 6-6-6-10 (15:30:55) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と温度 (t) の関係



図—95 6-6-6-10 (30:15:55) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と温度 (t) の関係



図—96 6-6-6-10 (55:15:30) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と温度 (t) の関係



図—97 6-6-6-10 (34:33:33) 共重合ナイロン弾性率 (E_1) と温度 (t) の関係

め物性は変化し、そのポリマーは柔軟性を示し、僅か乍らゴム状を示すことから、その弾性率も温度の増加と共に低下される事が理解される。

V-3 弾性率 (E_2) と温度 ($t^{\circ}\text{C}$) との関係

図-98~125に各組成の共重合体ナイロンについて (E_2) の弾性率と温度との関係が示される。この場合も弾性率 (E_1) と温度との関係の項で述べたと同じ理由によって、温度の増大に伴い、弾性率 (E_2) も減少する傾向が観察される。

即ち、高分子のクリープ特性は温度により非常に大きく変化し、ガラス転移温度より充分低い温度においては高分子は高い弾性率をもち堅い。もし、温度が非常に低く、高分子鎖のセグメント運動が起り得ないならば、時間を長くかけても、クリープはほとんど起らない。温度が

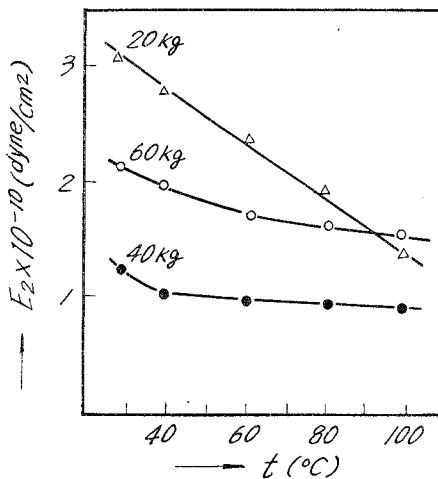


図-98 6-6-6-6-10 (15:30:50) 共重合ナイロン弾性率 (E_2) と温度 (t) の関係

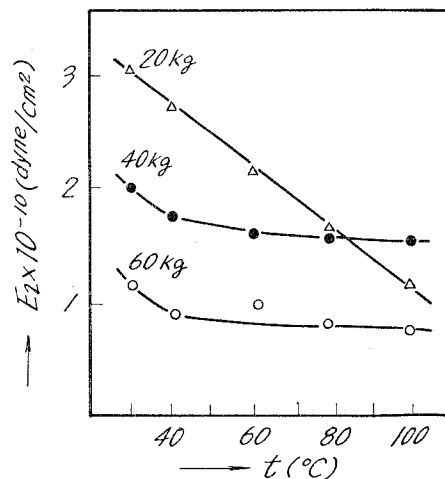


図-99 6-6-6-6-10 (30:15:55) 共重合ナイロン弾性率 (E_2) と温度 (t) の関係

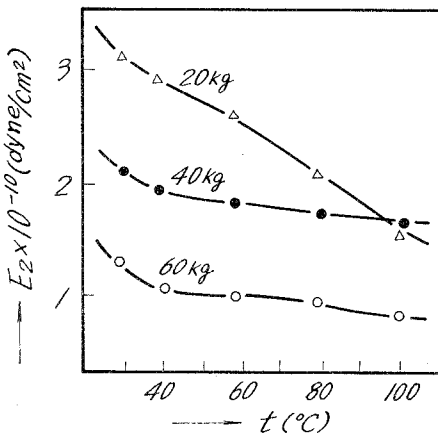


図-100 6-6-6-6-10 (20:40:40) 共重合ナイロン弾性率 (E_2) と温度 (t) の関係

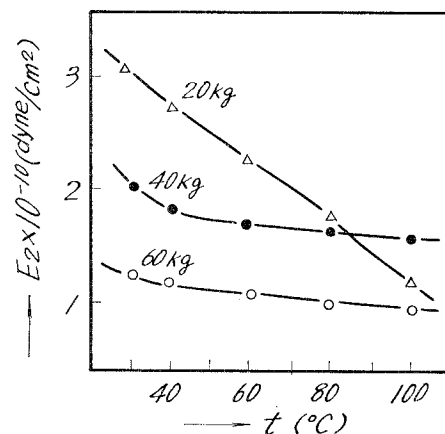
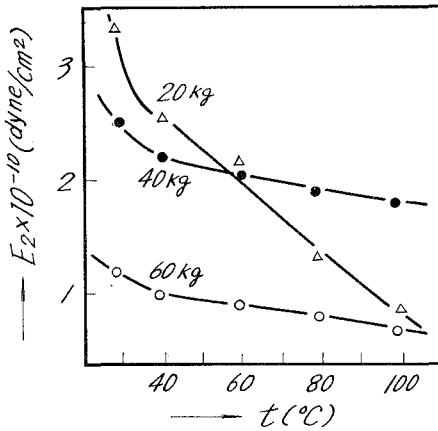
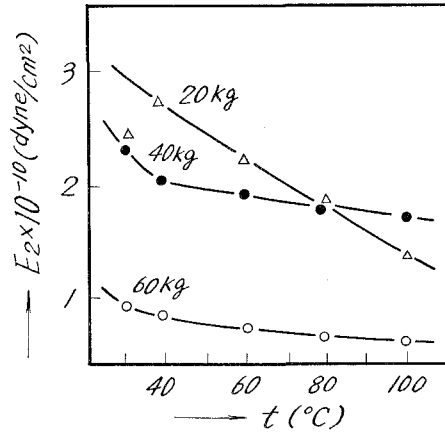


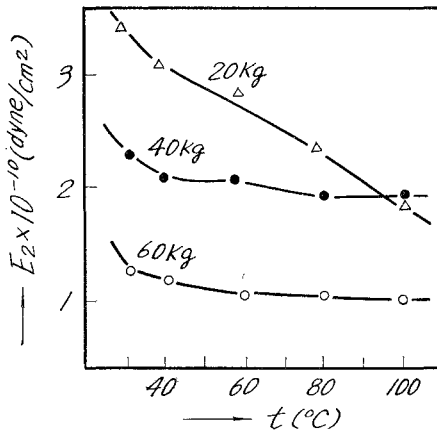
図-101 6-6-6-6-10 (20:15:65) 共重合ナイロン弾性率 (E_2) と温度 (t) の関係



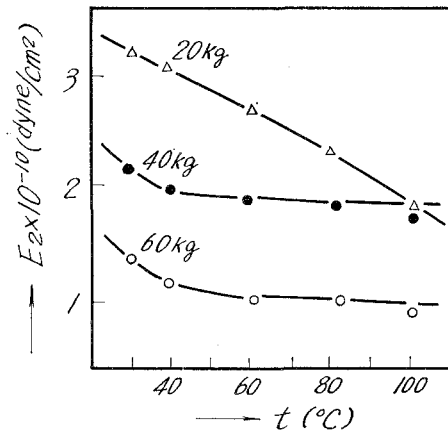
図—102 6-6・6-6・10 (40:20:40) 共重合
ナイロン弾性率 (E_2) と温度 (t) の関係



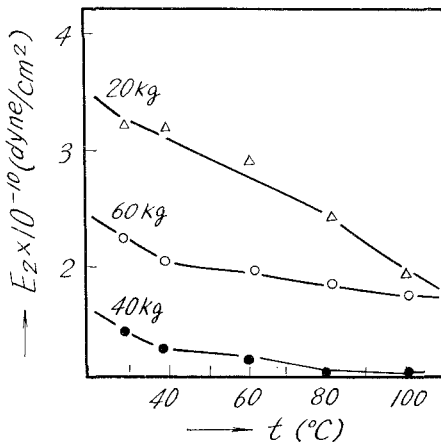
図—103 6-6・6-6・10 (55:30:15) 共重合
ナイロン弾性率 (E_2) と温度 (t) の関係



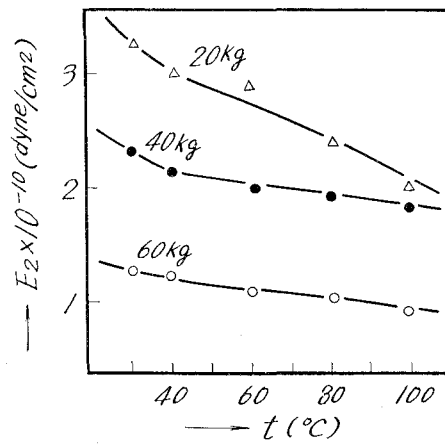
図—104 6-6・6-6・10 (30:55:15) 共重合
ナイロン弾性率 (E_2) と温度 (t) の関係



図—105 6-6・6-6・10 (15:55:30) 共重合
ナイロン弾性率 (E_2) と温度 (t) の関係



図—106 6-6・6-6・10 (0:50:50) 共重合ナ
イロン弾性率 (E_2) と温度 (t) の関係



図—107 6-6・6-6・10 (0:30:70) 共重合ナ
イロン弾性率 (E_2) と温度 (t) の関係

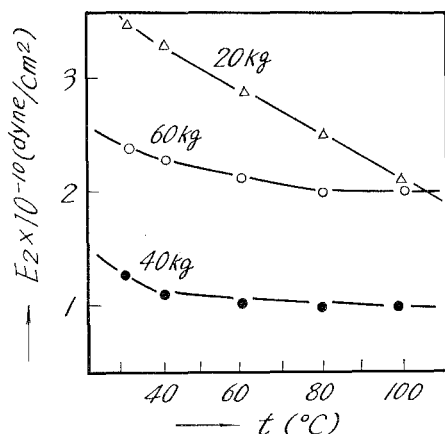


図-108 6-6-6-6-10 (0:0:100) 共重合ナイロン弾性率 (E_2) と温度 (t) の関係

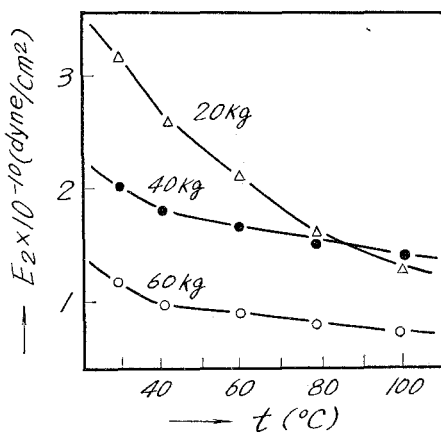


図-109 6-6-6-6-10 (30:0:70) 共重合ナイロン弾性率 (E_2) と温度 (t) の関係

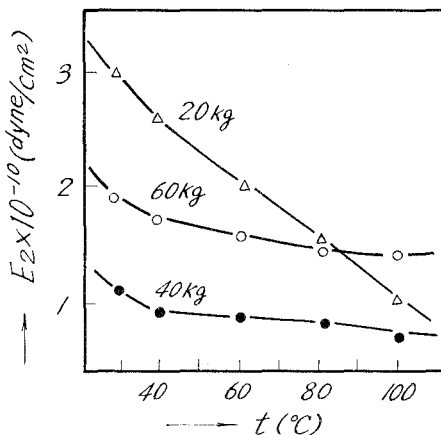


図-110 6-6-6-6-10 (50:0:50) 共重合ナイロン弾性率 (E_2) と温度 (t) の関係

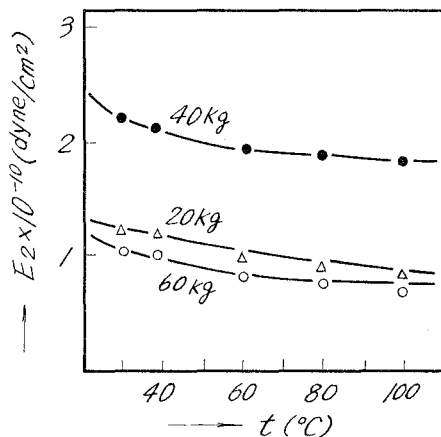


図-111 6-6-6-6-10 (70:0:30) 共重合ナイロン弾性率 (E_2) と温度 (t) の関係

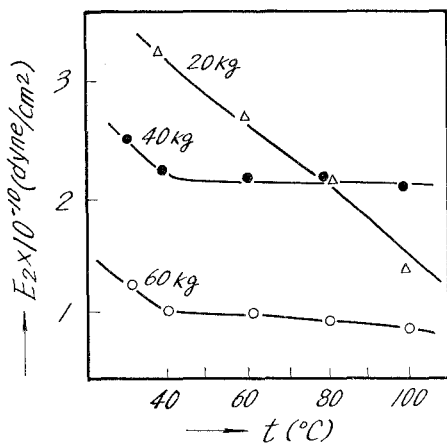


図-112 6-6-6-6-10 (100:0:0) 共重合ナイロン弾性率 (E_2) と温度 (t) の関係

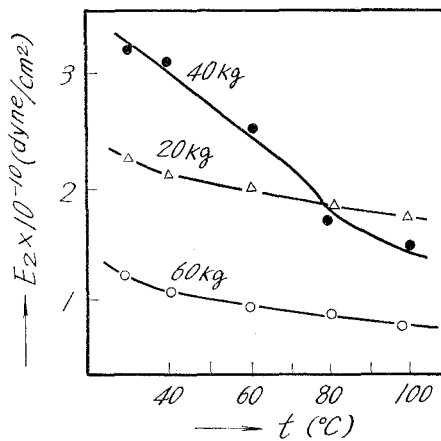


図-113 6-6-6-6-10 (70:30:0) 共重合ナイロン弾性率 (E_2) と温度 (t) の関係

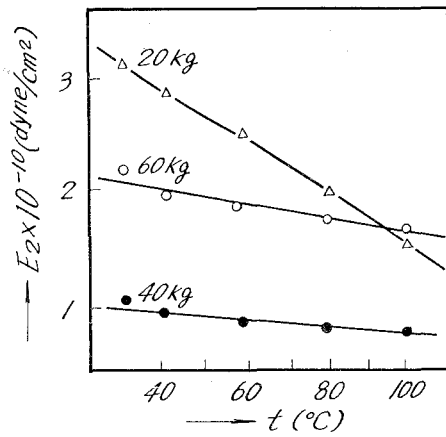


図-114 6-6-6-6-10 (50:50:0) 共重合ナイロン弾性率 (E_2) と温度 (t) の関係

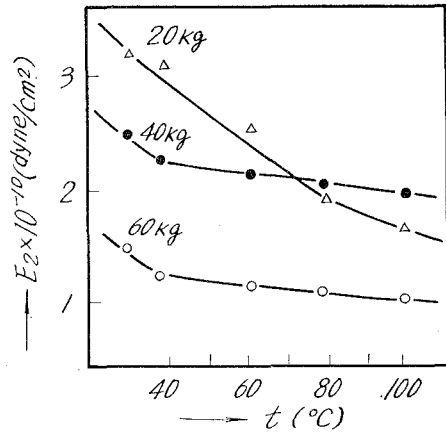


図-115 6-6-6-6-10 (30:70:0) 共重合ナイロン弾性率 (E_2) と温度 (t) の関係

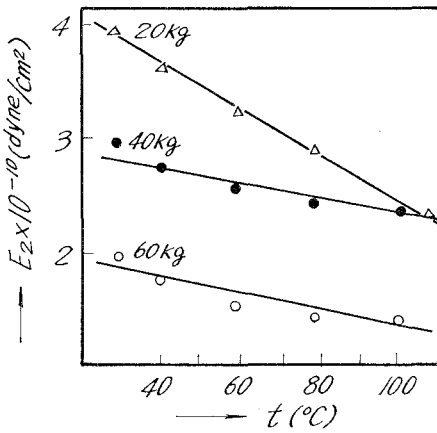


図-116 6-6-6-6-10 (0:100:0) 共重合ナイロン弾性率 (E_2) と温度 (t) の関係

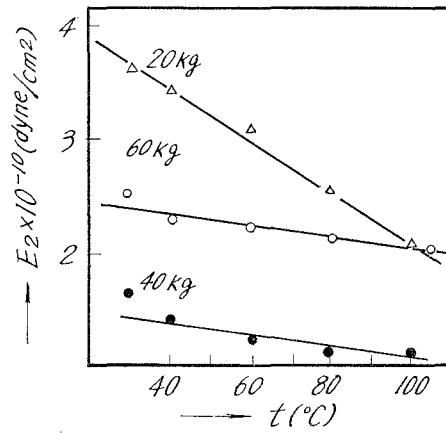


図-117 6-6-6-6-10 (0:70:30) 共重合ナイロン弾性率 (E_2) と温度 (t) の関係

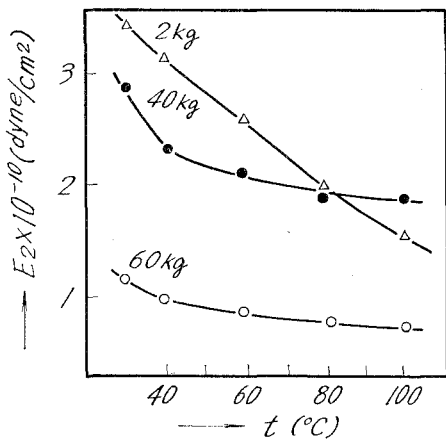


図-118 6-6-6-6-10 (80:10:10) 共重合ナイロン弾性率 (E_2) と温度 (t) の関係

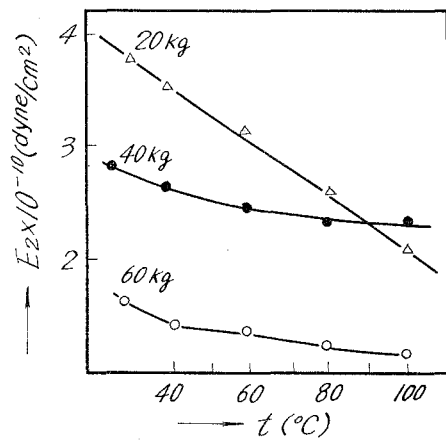


図-119 6-6-6-6-10 (10:80:10) 共重合ナイロン弾性率 (E_2) と温度 (t) の関係

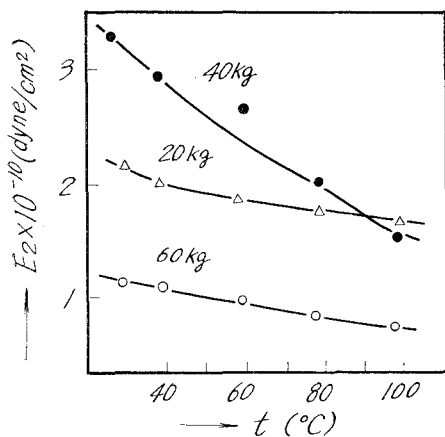


図-120 6-6-6-6-10 (10:10:80) 共重合
ナイロン弾性率 (E_2) と温度 (t) の関係

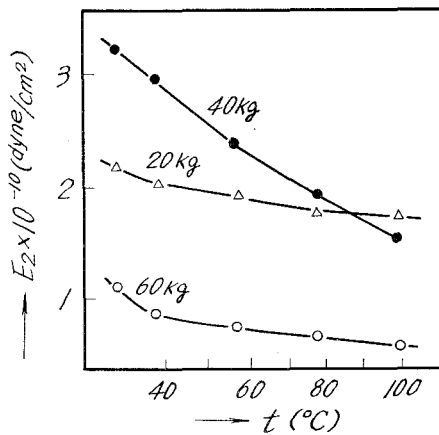


図-121 6-6-6-6-10 (65:20:15) 共重合
ナイロン弾性率 (E_2) と温度 (t) の関係

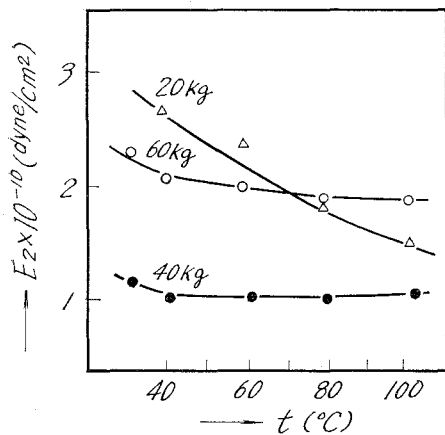


図-122 6-6-6-6-10 (40:40:20) 共重合
ナイロン弾性率 (E_2) と温度 (t) の関係

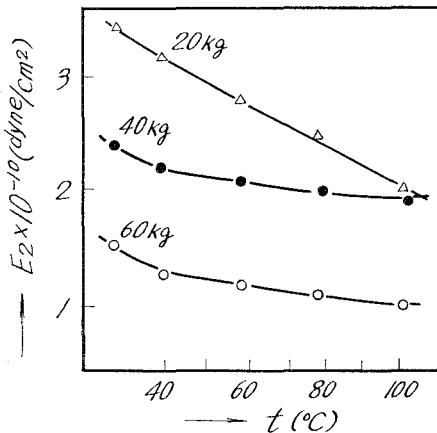


図-123 6-6-6-6-10 (15:65:20) 共重合
ナイロン弾性率 (E_2) と温度 (t) の関係

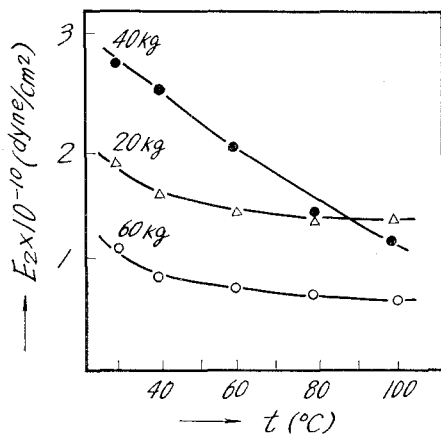


図-124 6-6-6-6-10 (55:15:30) 共重合
ナイロン弾性率 (E_2) と温度 (t) の関係

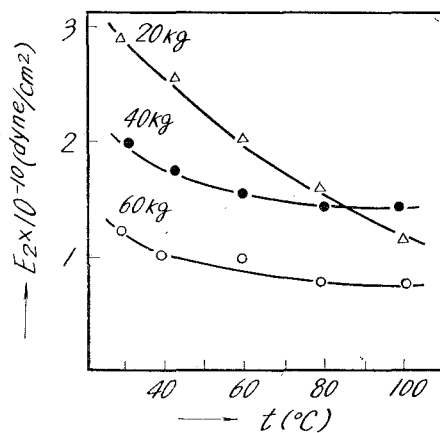


図-125 6-6-6-6-10 (34:33:33) 共重合
ナイロン粘性率 (E_2) と温度 (t) の関係

高くなると共に、セグメントの分子運動が起り、歪が増大するのみならず、クリープ速度も増大する。高分子鎖セグメントが定まった位置に凍結されている限り、それに作用している応力は緩和されない。しかし、応力のかかっている分子鎖は、可能性さえ生ずれば、何時でも運動して応力を緩和させる。一つのセグメントから除かれた応力は他のセグメントに加えられ、それをもう少し引張るようになり、さらに、これらの分子鎖やセグメントが機会を与えられるたびに動き、時々応力を緩和させる。高分子鎖セグメントにかかっている応力は、鎖がその隣接分子に対してすべることが出来るときには、緩和される。

図から、温度一定の場合の荷重による影響が明確でないが、これのみに限らず、粘弾性部分においては、弾性と粘性の両挙動がお互いに複雑にからみ合い、それらを個々にとり出すことが難しいこと、さらに解析手段として図-11のDの部分の差をとるときに明確さを欠くことに起因するものと考察される。

V-4 粘性率 (η_3) と温度 ($T^{\circ}\text{K}$) との関係

粘性率 (η_3) と温度との関係が図-126~153に示される。これらの図から、粘性率 (η_3) は温度の増大と共に減少し、直線部分と曲線部分から成っているように考えられる。ほぼ、330 $^{\circ}\text{K}$ 以上の温度において、 η_3 と $1/T$ とは直線性を、それ以下の温度では、粘性率は急上昇するのが認められる。この直線性と曲線性との変曲点は共重合ナイロンのガラス転移点 30~40 $^{\circ}\text{C}$ と一致する。即ち、弾性率 (E_2) と温度との関係の項で一部ふれたが、この異常現象は、温度の上昇による高分子鎖セグメントの運動を活発にし、ガラス転移点以下では、分子は凍結状態になり、クリープ速度は遅く、粘性率は非常に高く、ガラス転移点に近くになるにつれて分子の熱運動が盛んになり、粘性率は、急激な下降を示す。ガラス転移以上では分子は流動し始め大きな塑性変形が可能になり、ニュートン流動に従って、粘性率は直線的に低下する。又、直

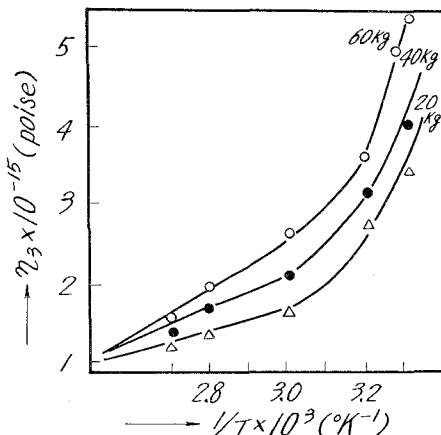


図-126 6-6-6-6-10 (100:0:0) 共重合ナイロン粘性率 (η_3) と温度 (T) の関係

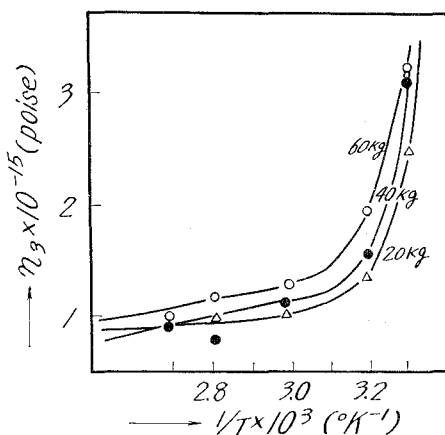
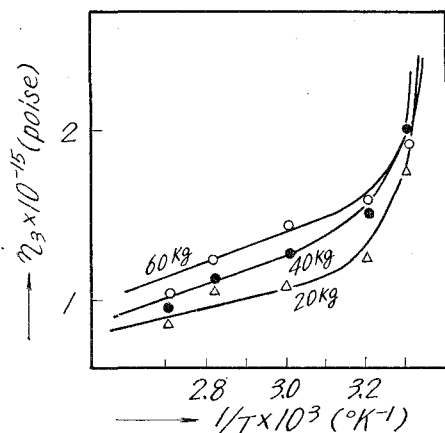
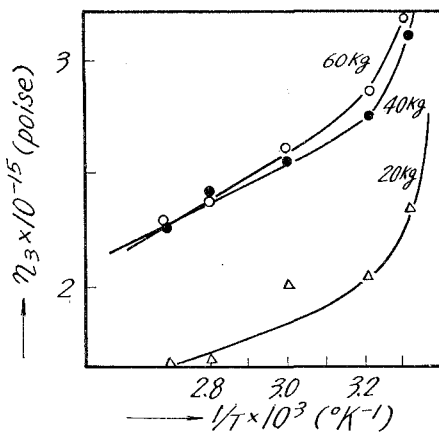


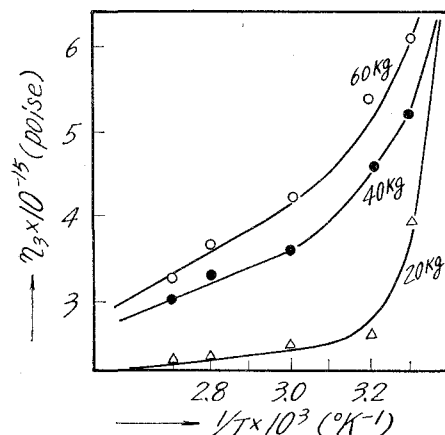
図-127 6-6-6-6-10 (70:30:0) 共重合ナイロン粘性率 (η_3) と温度 (T) の関係



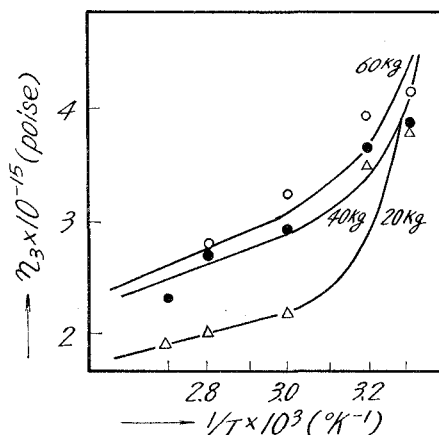
図—128 6-6-6-6-10 (50:50:0) 共重合ナイロン粘性率 (η_3) と温度 (T) の関係



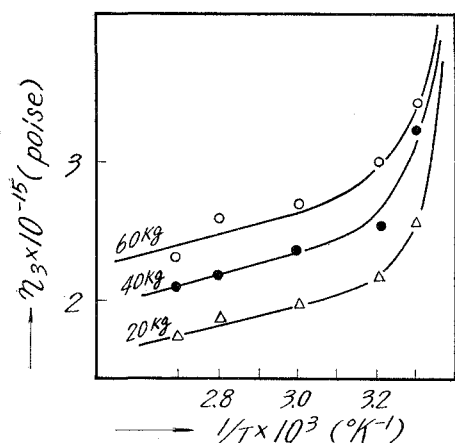
図—129 6-6-6-6-10 (30:70:0) 共重合ナイロン粘性率 (η_3) と温度 (T) の関係



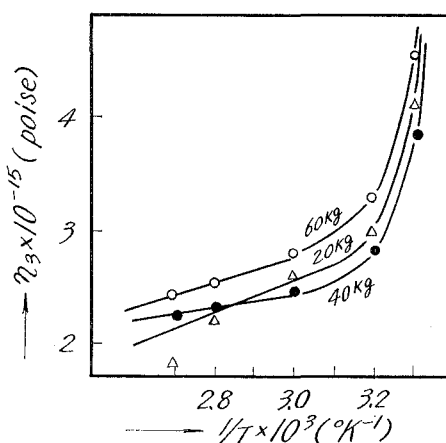
図—130 6-6-6-6-10 (0:100:0) 共重合ナイロン粘性率 (η_3) と温度 (T) の関係



図—131 6-6-6-6-10 (0:70:30) 共重合ナイロン粘性率 (η_3) と温度 (T) の関係



図—132 6-6-6-6-10 (0:50:50) 共重合ナイロン粘性率 (η_3) と温度 (T) の関係



図—133 6-6-6-6-10 (0:30:70) 共重合ナイロン粘性率 (η_3) と温度 (T) の関係

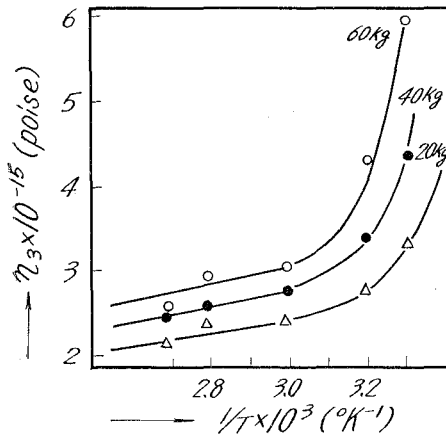


図-134 6-6-6-6-10 (0:0:100) 共重合ナイロン粘性率 (η_3) と温度 (T) の関係

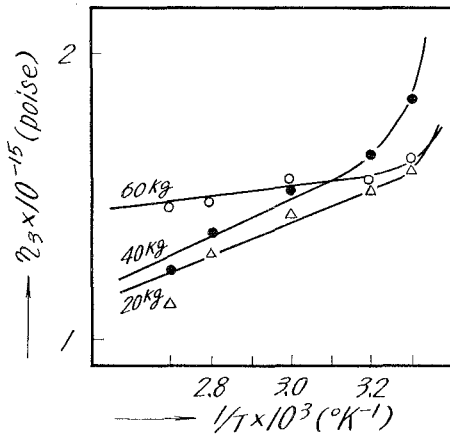


図-135 6-6-6-6-10 (30:0:70) 共重合ナイロン粘性率 (η_3) と温度 (T) の関係

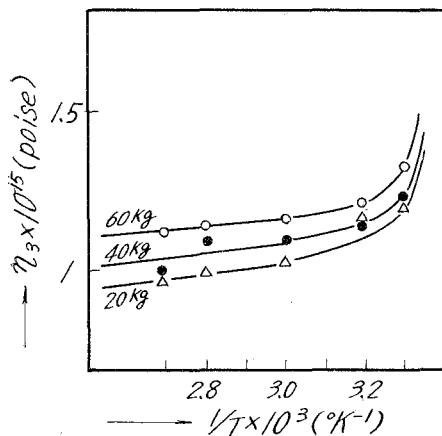


図-136 6-6-6-6-10 (50:0:50) 共重合ナイロン粘性率 (η_3) と温度 (T) の関係

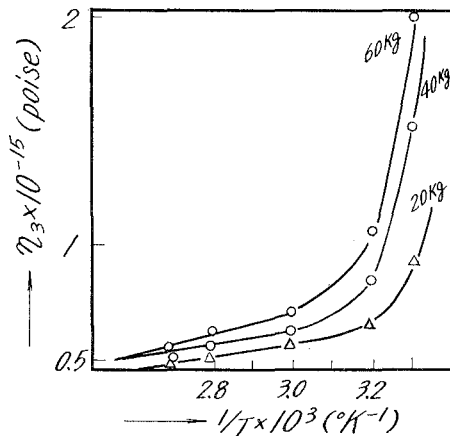


図-137 6-6-6-6-10 (70:0:30) 共重合ナイロン粘性率 (η_3) と温度 (T) の関係

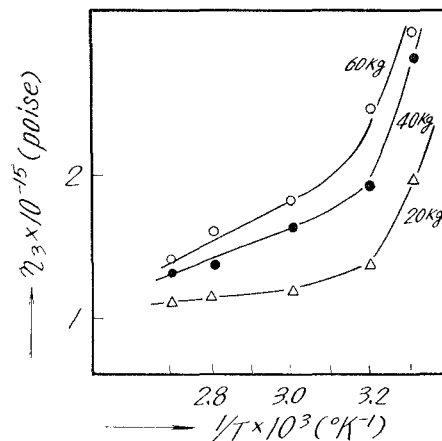


図-138 6-6-6-6-10 (80:10:10) 共重合ナイロン粘性率 (η_3) と温度 (T) の関係

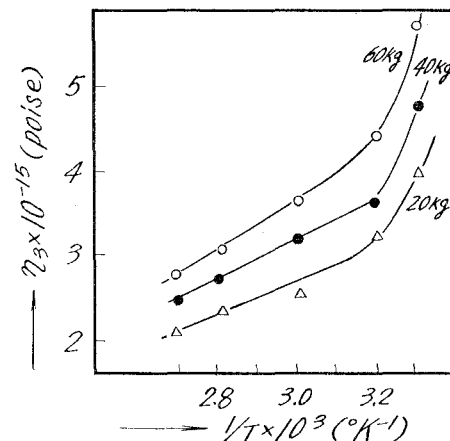
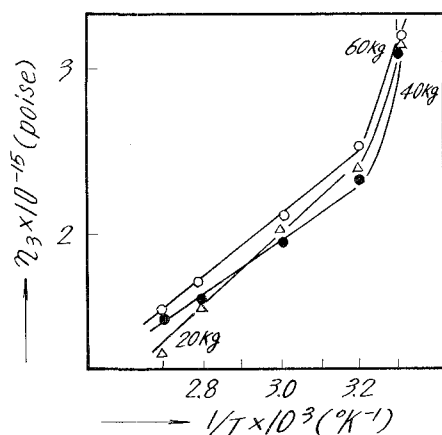
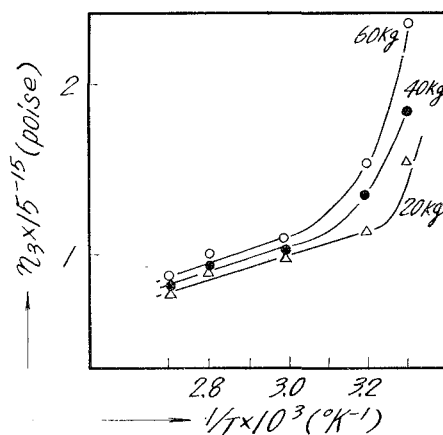


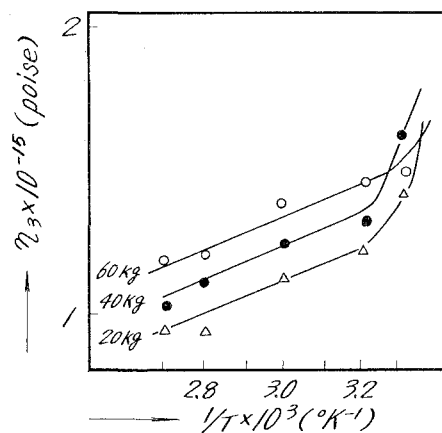
図-139 6-6-6-6-10 (10:80:10) 共重合ナイロン粘性率 (η_3) と温度 (T) の関係



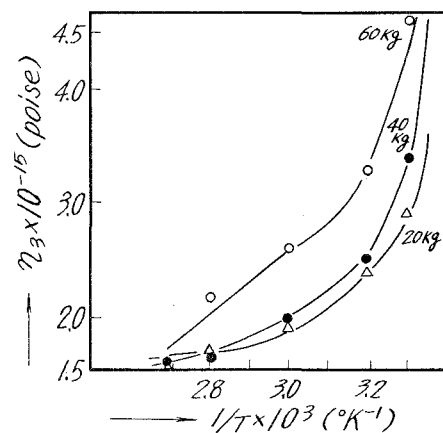
図—140 6-6-6-6-10 (10:10:80) 共重合
ナイロン粘性率 (η_3) と温度 (T) の関係



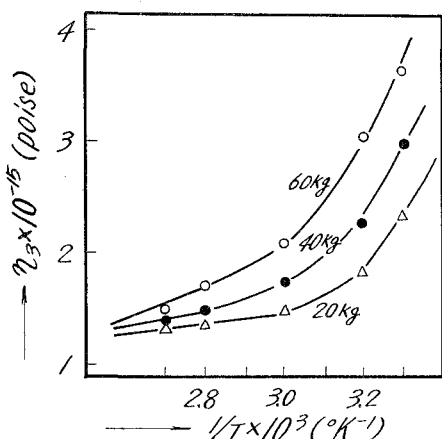
図—141 6-6-6-6-10 (65:20:15) 共重合
ナイロン粘性率 (η_3) と温度 (T) の関係



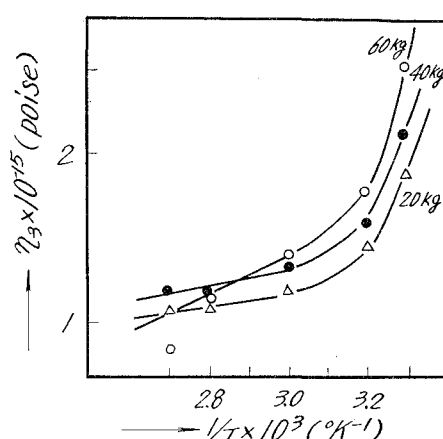
図—142 6-6-6-6-10 (40:40:20) 共重合
ナイロン粘性率 (η_3) と温度 (T) の関係



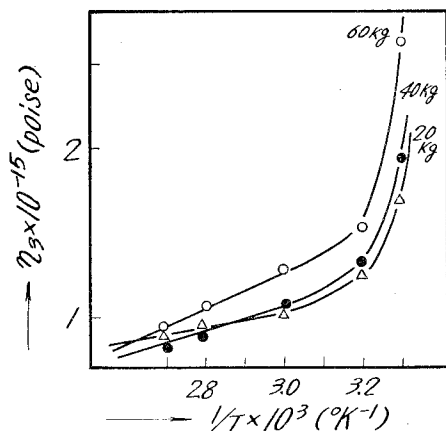
図—143 6-6-6-6-10 (15:65:20) 共重合
ナイロン粘性率 (η_3) と温度 (T) の関係



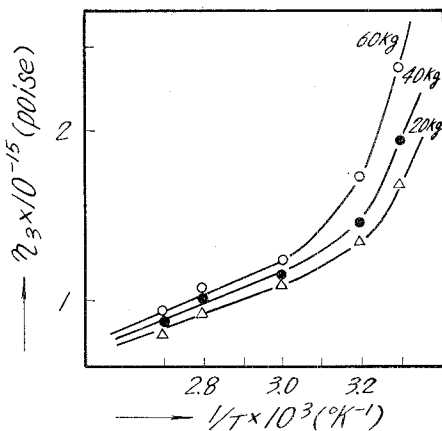
図—144 6-6-6-6-10 (20:40:40) 共重合
ナイロン粘性率 (η_3) と温度 (T) の関係



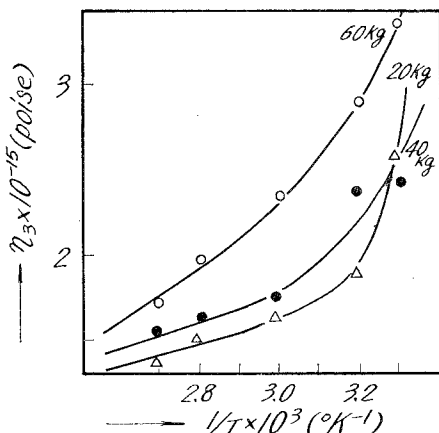
図—145 6-6-6-6-10 (20:15:65) 共重合
ナイロン粘性率 (η_3) と温度 (T) の関係



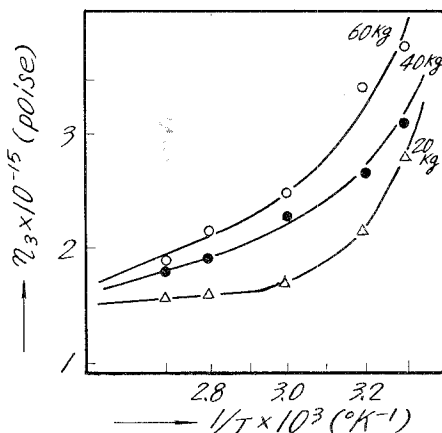
図—146 6-6-6-10 (40:20:40) 共重合
ナイロン粘性率 (η_3) と温度 (T) の関係



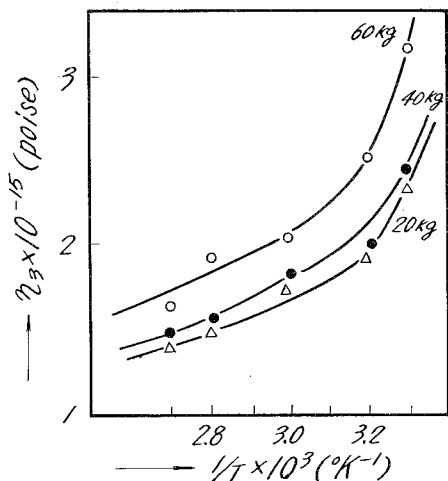
図—147 6-6-6-10 (55:30:15) 共重合
ナイロン粘性率 (η_3) と温度 (T) の関係



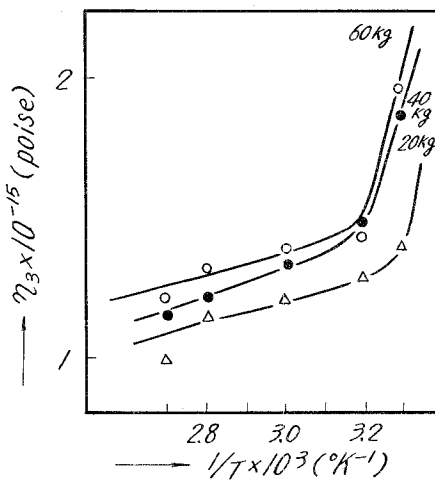
図—148 6-6-6-10 (30:55:15) 共重合
ナイロン粘性率 (η_3) と温度 (T) の関係



図—149 6-6-6-10 (15:55:30) 共重合
ナイロン粘性率 (η_3) と温度 (T) の関係



図—150 6-6-6-10 (15:30:55) 共重合
ナイロン粘性率 (η_3) と温度 (T) の関係



図—151 6-6-6-10 (30:15:55) 共重合
ナイロン粘性率 (η_3) と温度 (T) の関係

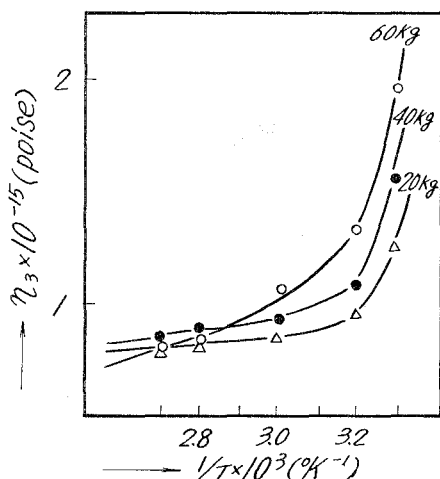


図-152 6-6-6-6-10 (55:15:30) 共重合
ナイロン粘性率 (η_3) と温度 (T) の関係

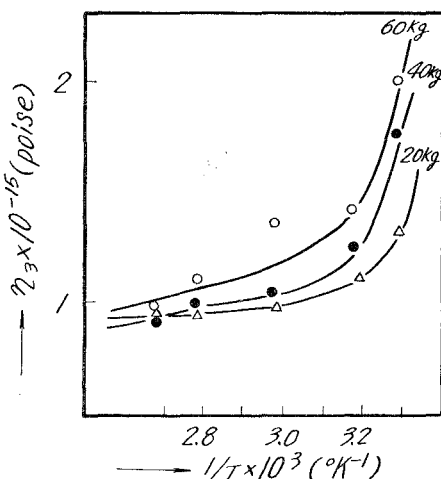


図-153 6-6-6-6-10 (34:33:33) 共重合
ナイロン粘性率 (η_3) と温度 (T) の関係

線部分では、荷重が大きくなるにつれて、粘性率の減少度は大きくなることが観察された。

V-5 粘性率 (η_2) と温度 ($T^{\circ}\text{K}$) との関係

粘性率 (η_2) と温度との関係は図-154~181に示され、 η_3 と $1/T$ との関係と同様、 η_2 は温度の上昇に伴い、減少し、直線と曲線部分とから成り、ガラス転移点から温度が低くなると粘性率は急上昇を示すことがわかる。

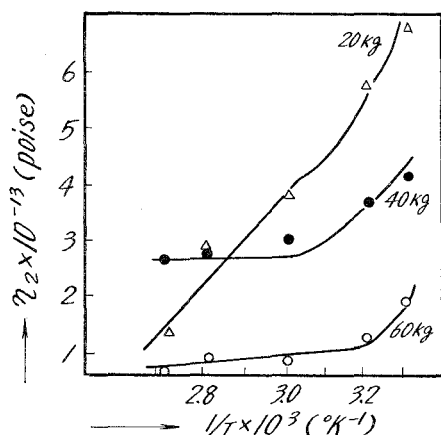


図-154 6-6-6-6-10 (100:0:0) 共重合ナ
イロン粘性率 (η_2) と温度 (T) の関係

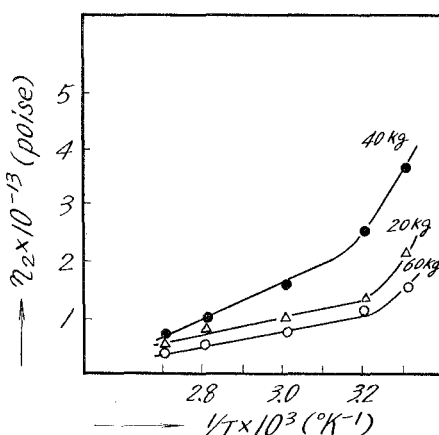


図-155 6-6-6-6-10 (70:30:0) 共重合ナ
イロン粘性率 (η_2) と温度 (T) の関係

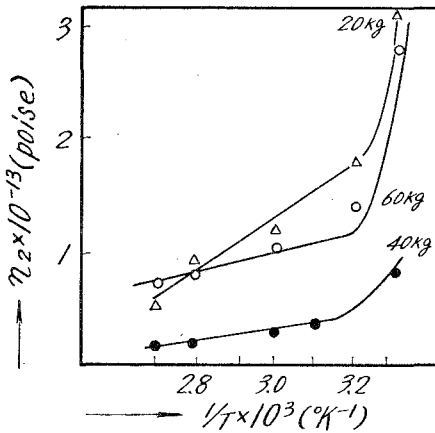


図-156 6-6-6-6-10 (50:50:0) 共重合ナイロン粘性率 (η_2) と温度 (T) の関係

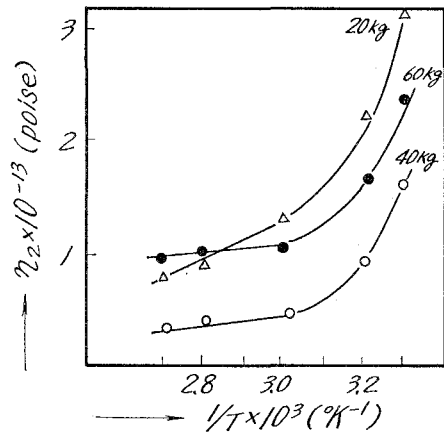


図-157 6-6-6-6-10 (30:70:0) 共重合ナイロン粘性率 (η_2) と温度 (T) の関係

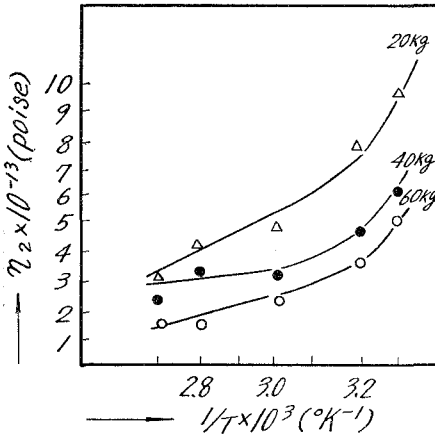


図-158 6-6-6-6-10 (0:100:0) 共重合ナイロン粘性率 (η_2) と温度 (T) の関係

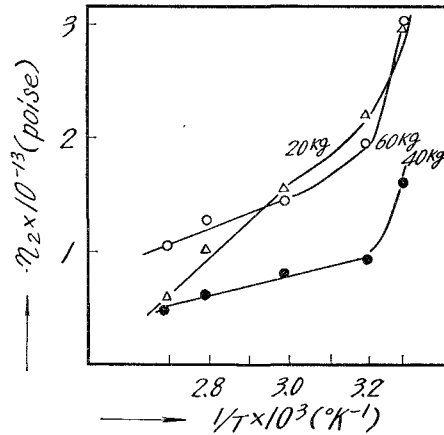


図-159 6-6-6-6-10 (50:0:50) 共重合ナイロン粘性率 (η_2) と温度 (T) の関係

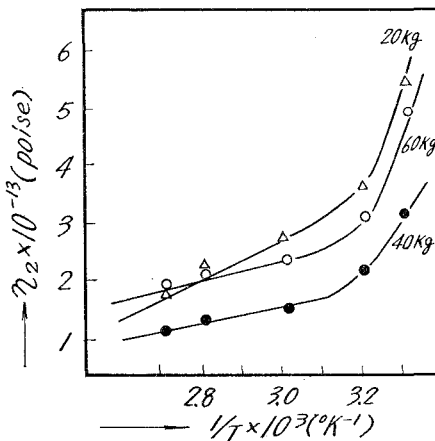


図-160 6-6-6-6-10 (0:70:30) 共重合ナイロン粘性率 (η_2) と温度 (T) の関係

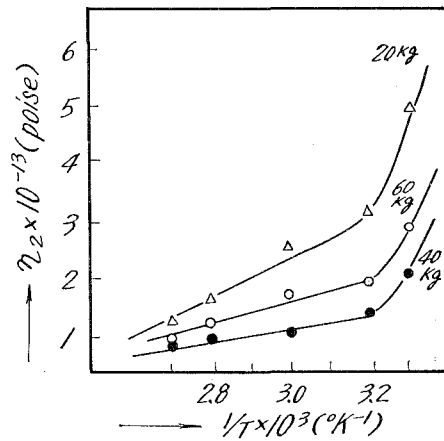
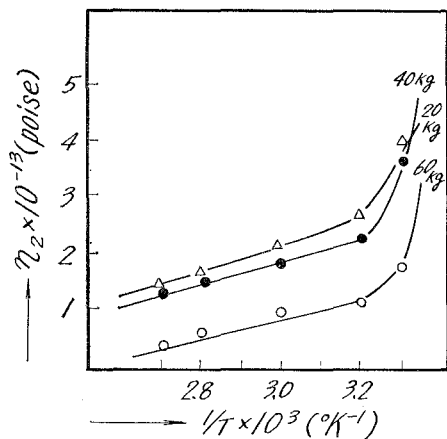
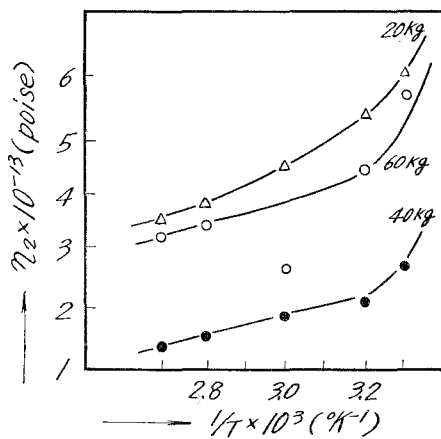


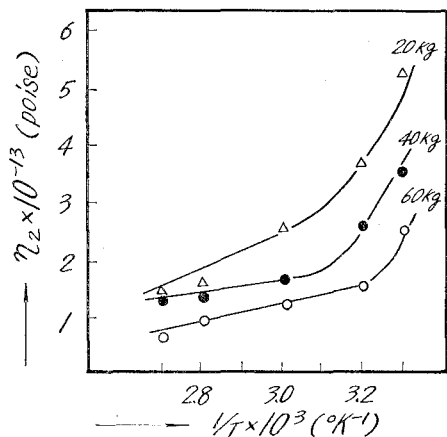
図-161 6-6-6-6-10 (0:50:50) 共重合ナイロン粘性率 (η_2) と温度 (T) の関係



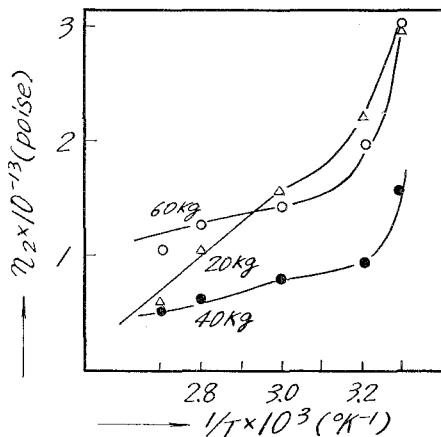
図—162 6-6-6-6-10 (0:30:70) 共重合ナイロン粘性率 (η_2) と温度 (T) の関係



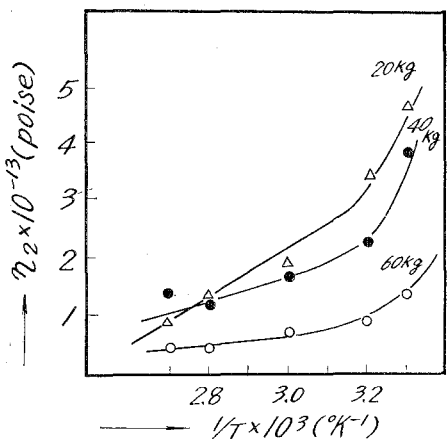
図—163 6-6-6-6-10 (0:0:100) 共重合ナイロン粘性率 (η_2) と温度 (T) の関係



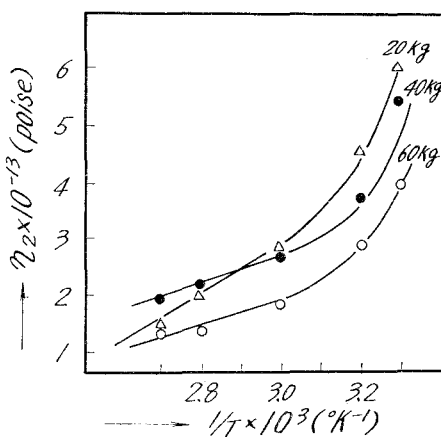
図—164 6-6-6-6-10 (30:0:70) 共重合ナイロン粘性率 (η_2) と温度 (T) の関係



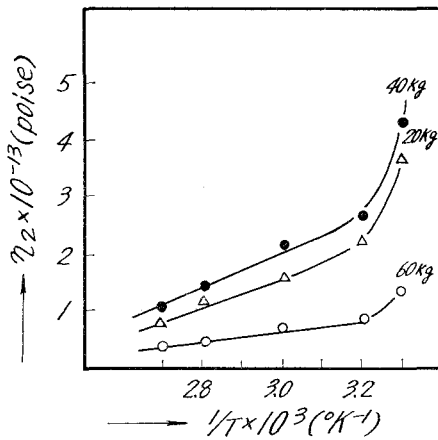
図—165 6-6-6-6-10 (50:0:50) 共重合ナイロン粘性率 (η_2) と温度 (T) の関係



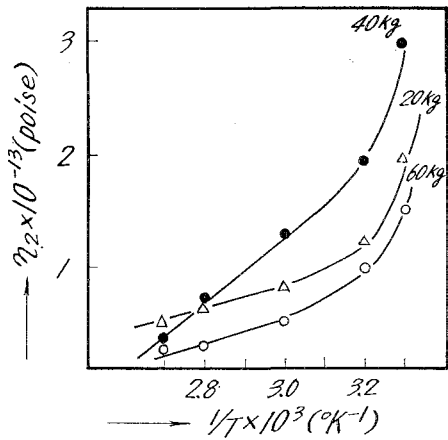
図—166 6-6-6-6-10 (80:10:10) 共重合ナイロン粘性率 (η_2) と温度 (T) の関係



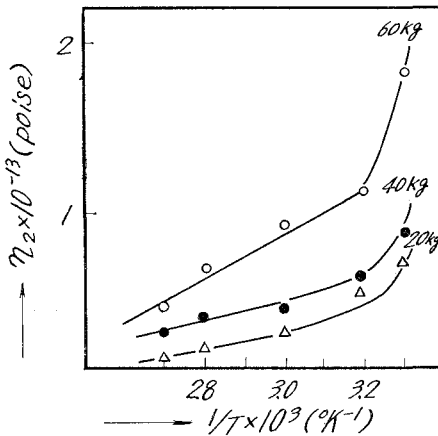
図—167 6-6-6-6-10 (10:80:10) 共重合ナイロン粘性率 (η_2) と温度 (T) の関係



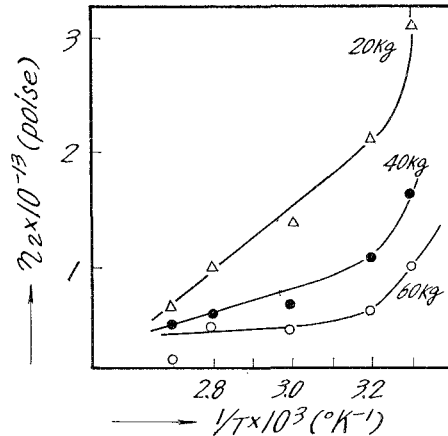
図—168 6-6-6-6-10 (10:10:80) 共重合
ナイロン粘性率 (η_2) と温度 (T) の関係



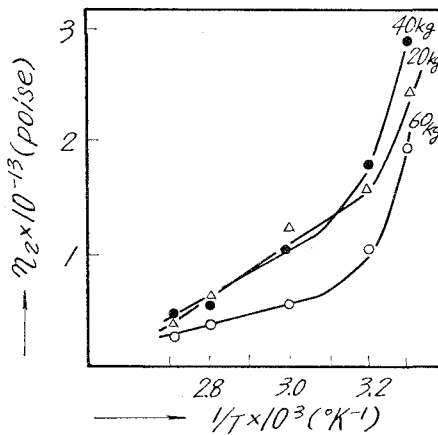
図—169 6-6-6-6-10 (65:20:15) 共重合
ナイロン粘性率 (η_2) と温度 (T) の関係



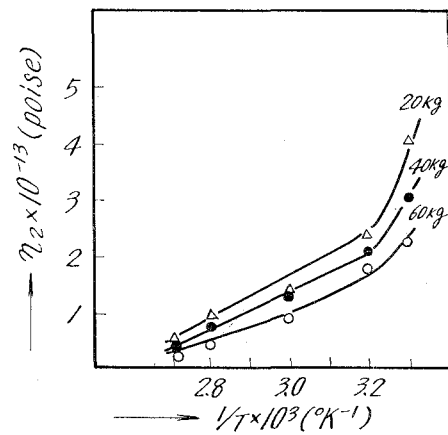
図—170 6-6-6-6-10 (40:40:20) 共重合
ナイロン粘性率 (η_2) と温度 (T) の関係



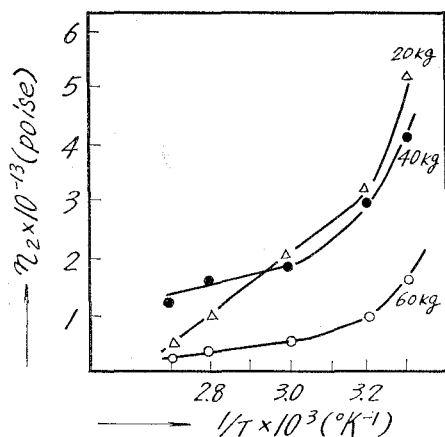
図—171 6-6-6-6-10 (15:65:20) 共重合
ナイロン粘性率 (η_2) と温度 (T) の関係



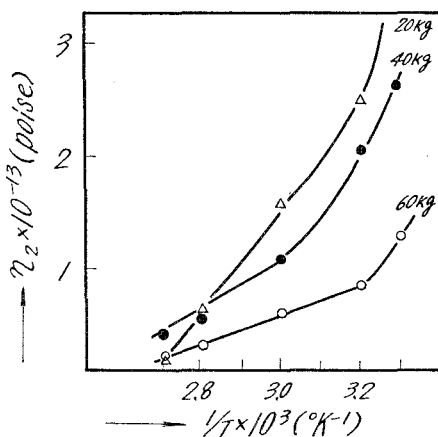
図—172 6-6-6-6-10 (20:40:40) 共重合
ナイロン粘性率 (η_2) と温度 (T) の関係



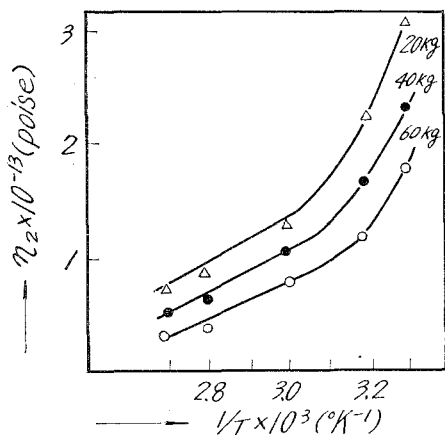
図—173 6-6-6-6-10 (20:15:65) 共重合
ナイロン粘性率 (η_2) と温度 (T) の関係



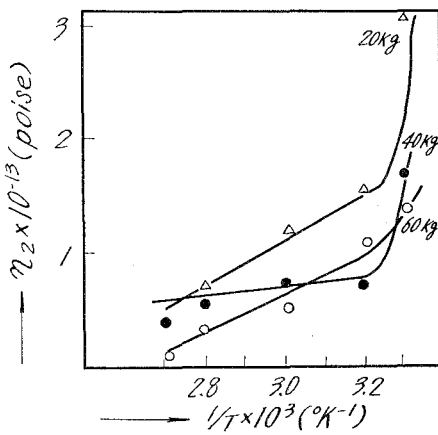
図—174 6-6-6-6-10 (40:20:40) 共重合
ナイロン粘性率 (η_2) と温度 (T) の関係



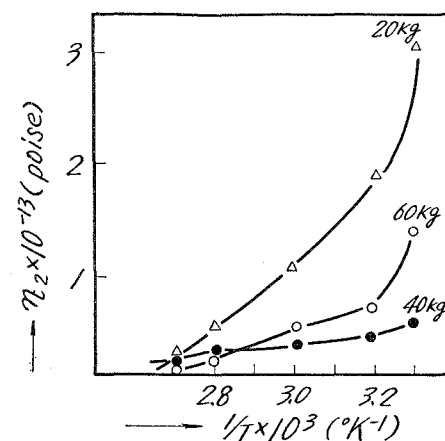
図—175 6-6-6-6-10 (55:30:15) 共重合
ナイロン粘性率 (η_2) と温度 (T) の関係



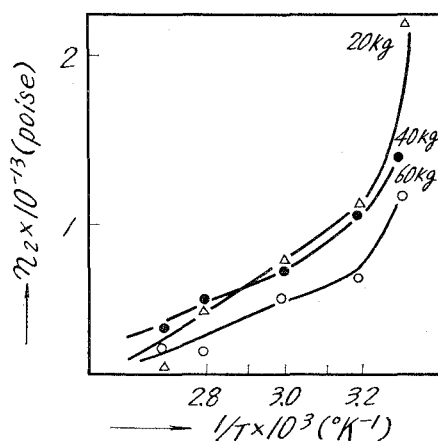
図—176 6-6-6-6-10 (30:55:15) 共重合
ナイロン粘性率 (η_2) と温度 (T) の関係



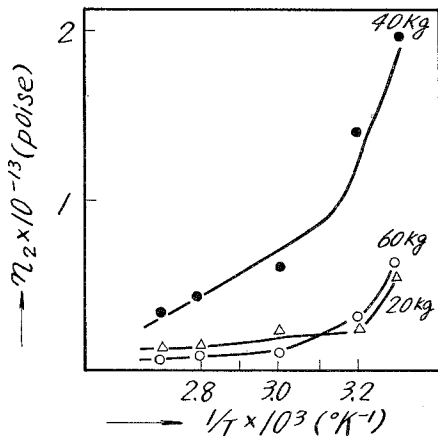
図—177 6-6-6-6-10 (15:55:30) 共重合
ナイロン粘性率 (η_2) と温度 (T) の関係



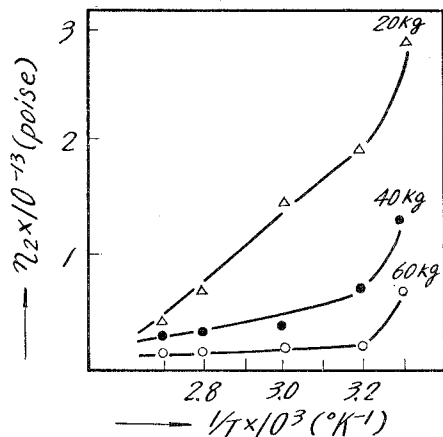
図—178 6-6-6-6-10 (15:30:55) 共重合
ナイロン粘性率 (η_2) と温度 (T) の関係



図—179 6-6-6-6-10 (30:15:55) 共重合
ナイロン粘性率 (η_2) と温度 (T) の関係



図—180 6-6-6-6・10 (55:15:30) 共重合ナイロン粘性率 (η_2) と温度 (T) の関係



図—181 6-6-6-6・10 (34:33:33) 共重合ナイロン粘性率 (η_2) と温度 (T) の関係

V-6 遅延時間 (τ) と温度 ($T^\circ\text{K}$) との関係

H. Eyring 等の粘性理論²²⁾によれば、遅延時間と温度との関係が、次のように提示されている。即ち

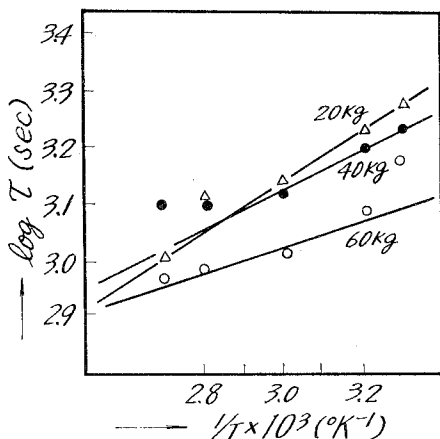
$$\tau = A \exp(U/RT)$$

A : 定数, R : gas constant, U : potential energy.

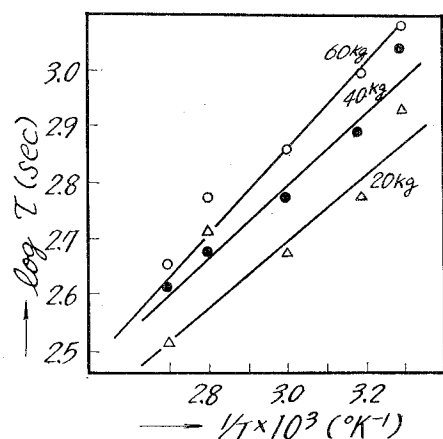
$U = p \cdot \varepsilon$ (ε : 1 モル当りのポテンシャルエネルギー, p : 重合度)

式から、遅延時間の対数値と $1/T$ とは直線関係が成立する。従って、その勾配から、ポテンシャルエネルギーが、切片からは、定数 A の値が算出される。

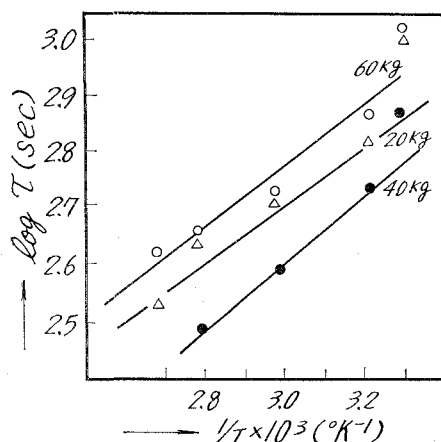
図-182~207 に $\log \tau \sim 1/T$ の関係が示され、これらの図より、遅延時間 τ は温度の増大に



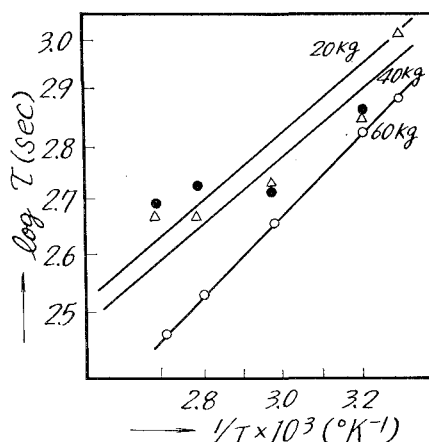
図—182 6-6-6-6・10 (100:0:0) 共重合ナイロン遅延時間 (τ) と温度 (T) の関係



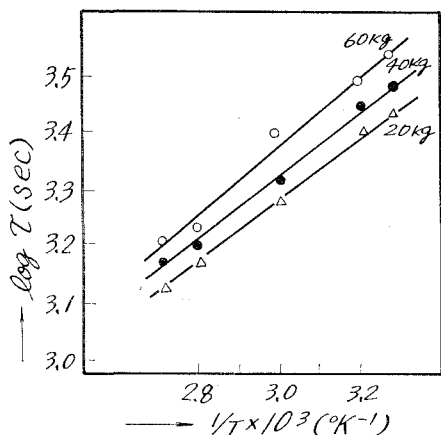
図—183 6-6-6-6・10 (70:30:0) 共重合ナイロン遅延時間 (τ) と温度 (T) の関係



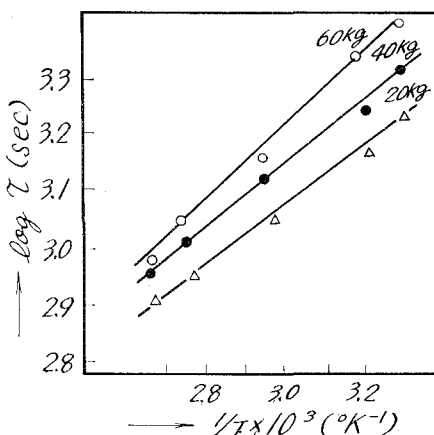
図—184 6-6-6-6-10 (50:50:0) 共重合ナイロン遅延時間 (τ) と温度 (T) の関係



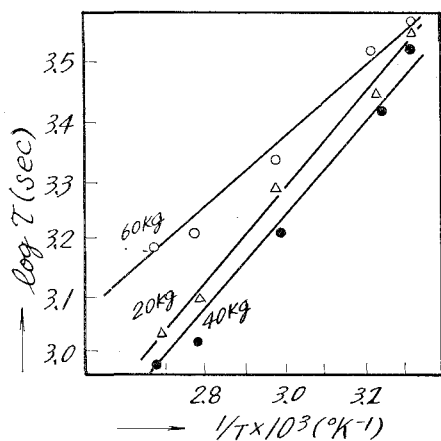
図—185 6-6-6-6-10 (30:70:0) 共重合ナイロン遅延時間 (τ) と温度 (T) の関係



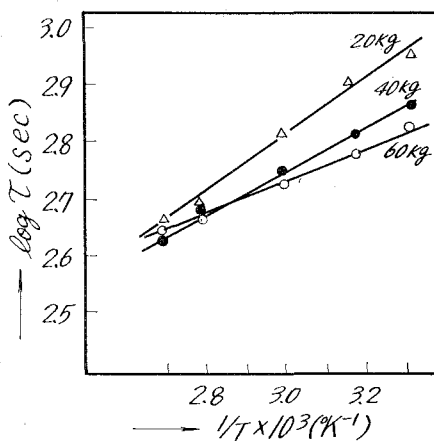
図—186 6-6-6-6-10 (0:100:0) 共重合ナイロン遅延時間 (τ) と温度 (T) の関係



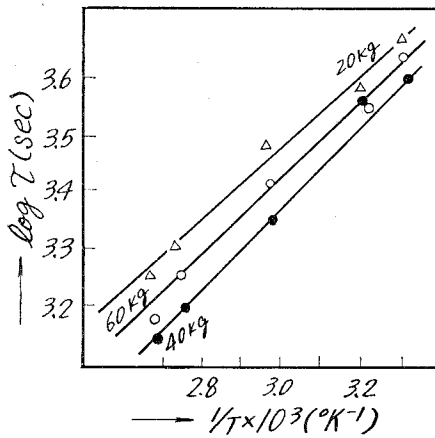
図—187 6-6-6-6-10 (0:70:30) 共重合ナイロン遅延時間 (τ) と温度 (T) の関係



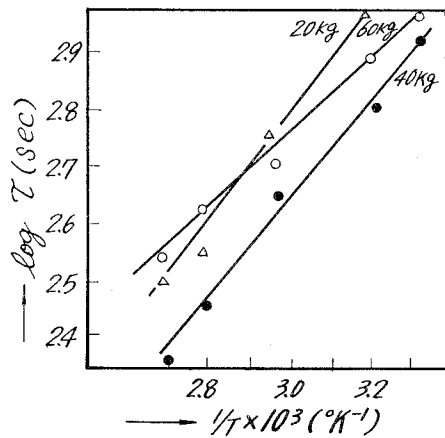
図—188 6-6-6-6-10 (0:50:50) 共重合ナイロン遅延時間 (τ) と温度 (T) の関係



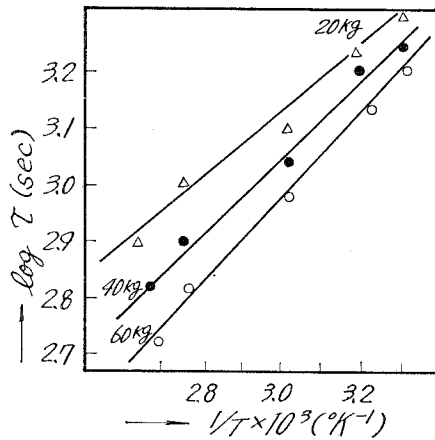
図—189 6-6-6-6-10 (0:30:70) 共重合ナイロン遅延時間 (τ) と温度 (T) の関係



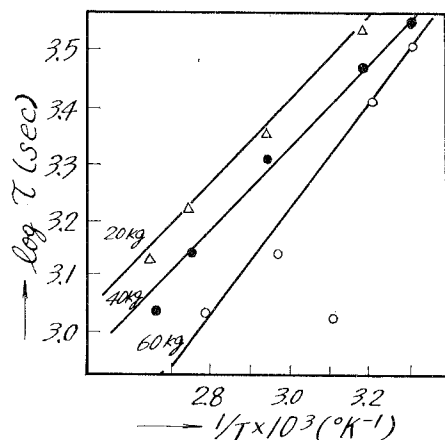
図—190 6-6-6-6-10 (0:0:100) 共重合ナイロン遅延時間 (τ) と温度 (T) の関係



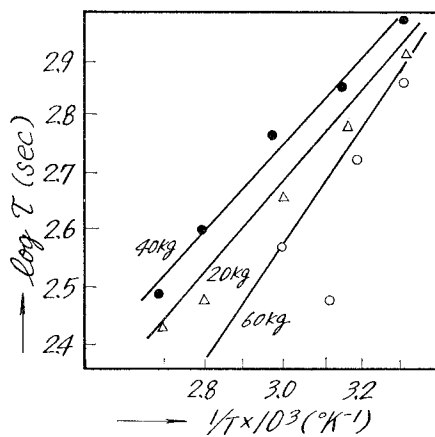
図—191 6-6-6-6-10 (30:0:70) 共重合ナイロン遅延時間 (τ) と温度 (T) の関係



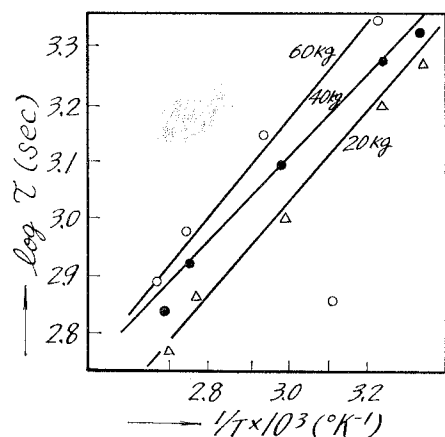
図—192 6-6-6-6-10 (50:0:50) 共重合ナイロン遅延時間 (τ) と温度 (T) の関係



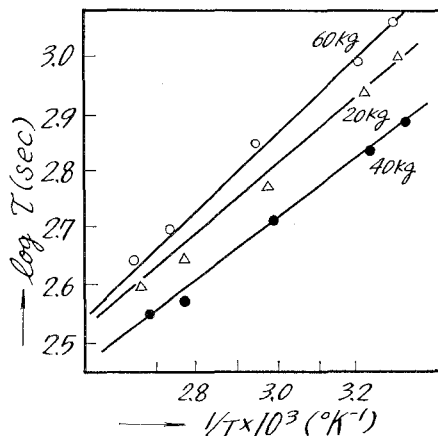
図—193 6-6-6-6-10 (70:0:30) 共重合ナイロン遅延時間 (τ) と温度 (T) の関係



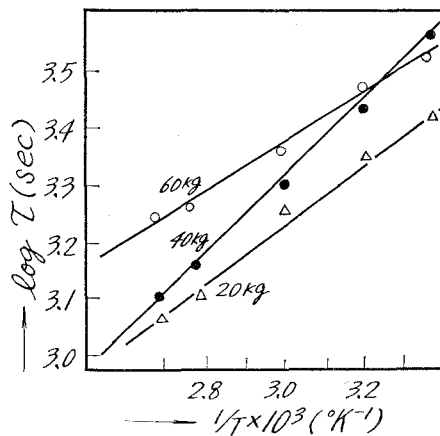
図—194 6-6-6-6-10 (80:10:10) 共重合ナイロン遅延時間 (τ) と温度 (T) の関係



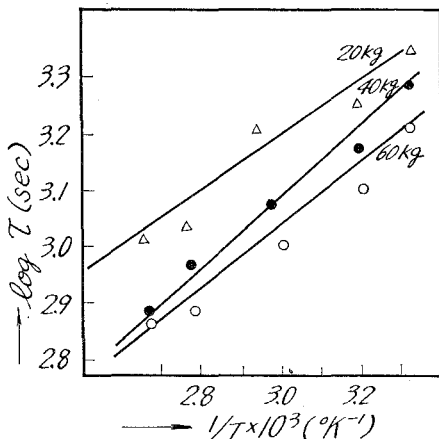
図—195 6-6-6-6-10 (10:80:10) 共重合ナイロン遅延時間 (τ) と温度 (T) の関係



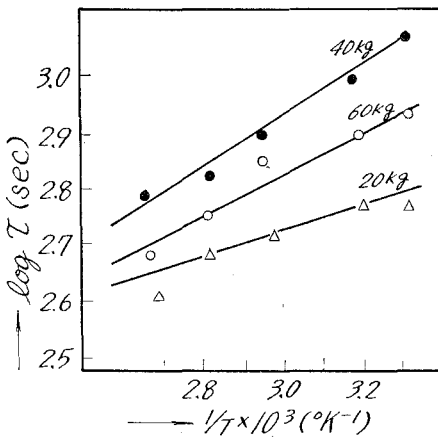
図—196 6-6-6-6-10 (10:10:80) 共重合ナイロン遅延時間 (τ) と温度 (T) の関係



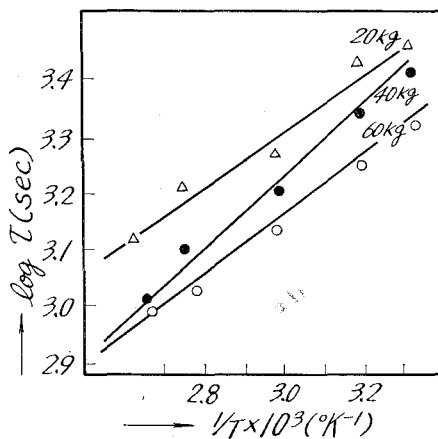
図—197 6-6-6-6-10 (65:20:15) 共重合ナイロン遅延時間 (τ) と温度 (T) の関係



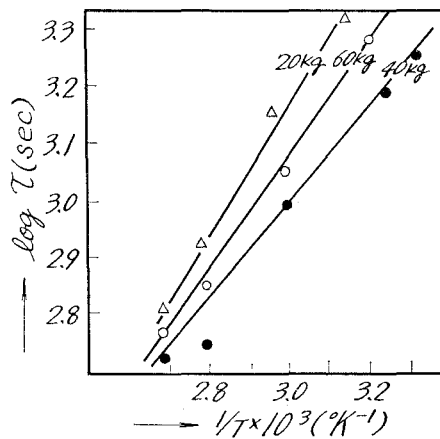
図—198 6-6-6-6-10 (40:40:20) 共重合ナイロン遅延時間 (τ) と温度 (T) の関係



図—199 6-6-6-6-10 (15:65:20) 共重合ナイロン遅延時間 (τ) と温度 (T) の関係



図—200 6-6-6-6-10 (20:40:40) 共重合ナイロン遅延時間 (τ) と温度 (T) の関係



図—201 6-6-6-6-10 (20:15:65) 共重合ナイロン遅延時間 (τ) と温度 (T) の関係

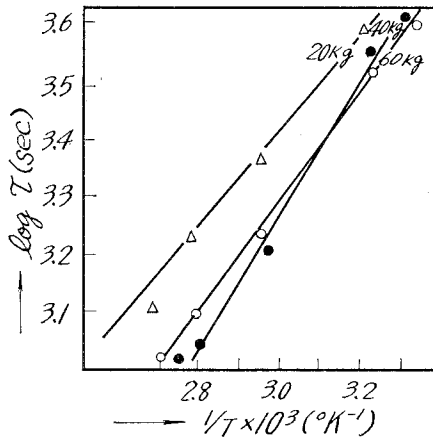


図-202 6-6-6-6-10 (40:20:40) 共重合ナイロン遅延時間 (τ) と温度 (T) の関係

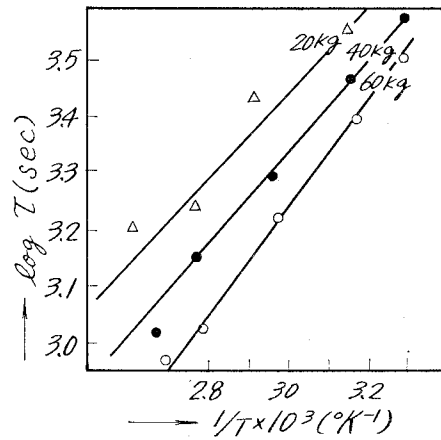


図-203 6-6-6-6-10 (55:30:15) 共重合ナイロン遅延時間 (τ) と温度 (T) の関係

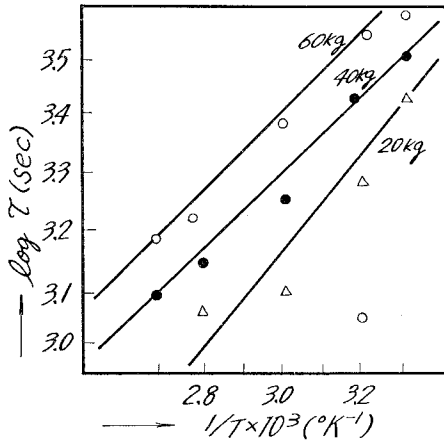


図-204 6-6-6-6-10 (15:30:55) 共重合ナイロン遅延時間 (τ) と温度 (T) の関係

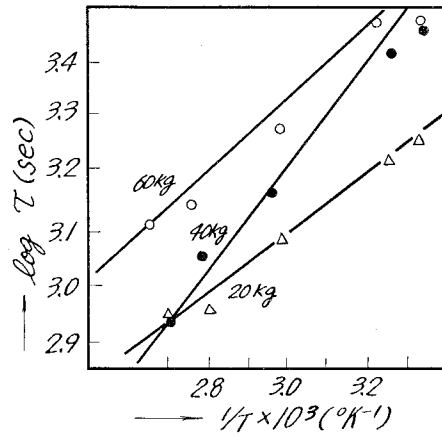


図-205 6-6-6-6-10 (30:15:55) 共重合ナイロン遅延時間 (τ) と温度 (T) の関係

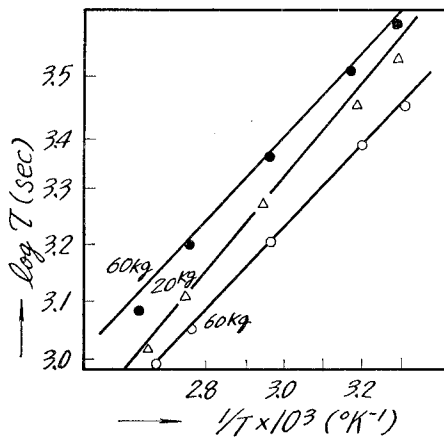


図-206 6-6-6-6-10 (55:15:30) 共重合ナイロン遅延時間 (τ) と温度 (T) の関係

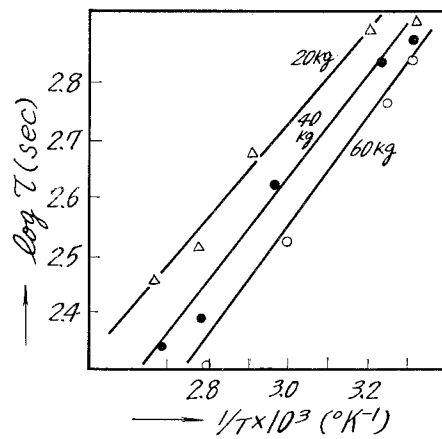


図-207 6-6-6-6-10 (34:33:33) 共重合ナイロン遅延時間 (τ) と温度 (T) の関係

表—8 各種共重合ナイロンのポテンシャルエネルギー

ナイロン組成 (モル比) 6-6-6-6-10	荷 重 (kg)	ポテンシャル エネルギー (cal/mole)	$A \times 10^{-3}$	ナイロン組成 (モル比) 6-6-6-6-10	荷 重 (kg)	ポテンシャル エネルギー (cal/mole)	$A \times 10^{-3}$
100:0:0	20	890.5	2.78	70:0:30	20	889.7	3.78
	40	1547.6	1.40		40	1005.6	2.78
	60	1135.6	2.56		60	1500.8	1.61
70:30:0	20	553.6	6.38	80:10:10	20	568.9	6.50
	40	768.9	5.94		40	896.9	3.65
	60	1205.5	2.48		60	2005.0	1.03
50:50:0	20	750.7	6.01	10:80:10	20	889.1	6.22
	40	1005.1	2.78		40	695.9	3.67
	60	1500.8	1.61		60	1306.7	3.07
30:70:0	20	1025.3	2.97	10:10:80	20	1500.8	1.57
	40	1568.9	1.38		40	1805.7	1.38
	60	2005.8	1.03		60	2205.6	0.85
0:100:0	20	323.3	7.05	65:20:15	20	758.9	6.00
	40	553.1	4.07		40	2000.7	1.30
	60	2004.1	1.08		60	1595.6	1.02
0:70:30	20	568.1	3.98	40:40:20	20	768.0	5.32
	40	729.3	3.69		40	1560.8	1.50
	60	1500.6	1.67		60	1278.5	3.15
0:50:50	20	782.0	5.59	15:65:20	20	658.9	6.45
	40	983.1	2.58		40	1001.9	2.81
	60	1505.0	1.55		60	1865.7	1.24
0:30:70	20	1500.1	1.57	20:40:40	20	789.5	5.74
	40	2500.9	1.32		40	2005.8	1.03
	60	1808.7	0.89		60	1423.7	2.05
0:0:100	20	1980.1	1.05	20:15:65	20	328.9	7.63
	40	2027.5	0.98		40	656.4	6.50
	60	3401.7	0.14		60	1200.8	2.96
30:0:70	20	787.7	5.74	40:20:40	20	758.7	5.92
	40	1013.5	3.04		40	2075.5	0.95
	60	1502.2	1.56		60	1401.6	1.78
50:0:50	20	689.7	6.23	55:30:15	20	769.9	5.85
	40	1307.5	1.78		40	990.3	2.81
	60	1896.0	1.20		60	1708.2	1.57

ナイロン組成 (モル比) 6-6・6-6・10	荷 重 (kg)	ポテンシャル エネルギー (cal/mole)	$A \times 10^{-3}$	ナイロン組成 (モル比) 6-6・6-6・10	荷 重 (kg)	ポテンシャル エネルギー (cal/mole)	$A \times 10^{-3}$
30:55:15	20	335.1	7.03	30:15:55	20	398.5	6.89
	40	785.4	5.72		40	1168.4	2.46
	60	1058.5	2.87		40	756.3	5.32
15:55:30	20	1006.2	2.75	55:15:30	20	789.5	5.76
	40	453.3	6.75		40	1689.1	1.72
	60	2758.6	1.02		60	2000.7	1.02
15:30:55	20	358.8	6.4	34:33:33	20	1060.1	2.30
	40	958.9	3.54		40	1405.7	1.23
	60	1665.6	1.29		60	1915.0	1.12

伴い減少する。

著者は、図から、各種組成、各荷重下のポテンシャルエネルギー及び定数 A の値を求め、それらをまとめて表-8 に示した。表から、等モル組成の共重合体に近づくにつれて、ポテンシャルエネルギーは、増加する傾向が見られ、又荷重の大なる程、一般的に、ポテンシャルエネルギーも大きいことがわかった。

V-7 各ナイロンについての、温度・時間に関するコンプライアンスの 合成曲線（マスターカーブ）の作成について

V-7-a 合成曲線の作成目的

Leaderman²³⁾ は粘弾性体においては、時間と温度が等価であり、ある温度におけるデータが単に曲線を移動させるだけで異なった温度で得られたデータと重なり合うことを示している。さらに Tobolsky, Ferry は、一連の温度で何桁かの時間にまたがる唯一本の曲線を時間の対数軸に沿って移動させ、曲線を作るように考察した。もし、この合成曲線を作成させることが可能であれば、次の 2 点を知ることが出来る。

i) ある基準温度で、測定不可能な非常に微少な時間から相当に広い時間にまたがる曲線が得られ、広く研究の見通しがたち、さらに実際に、それだけ長時間測定した場合の労力が省かれる。

ii) 基準温度における合成曲線を、もとの各温度で求められたコンプライアンス曲線に戻す場合、その測定温度範囲の未知のコンプライアンス曲線を移動量から推定出来る。

以上の観点から、ナイロンを装置材料として用いる場合、得られたデーターを一本の曲線で示すことが出来れば、非常に便利であるために、著者は、温度・時間換算則に基づき、荷重を一定にした場合について、時間に関するコンプライアンスの合成曲線の作成を試み、併せてその成立の可否を比較検討した。

V-7-b 合成曲線の作成方法

Ferry によれば、コンプライアンスの温度・時間換算則は、次式で表わされている。

$$J_{T_0}(t) = (T\rho/T_0\rho_0) J_T(a_T t, T)$$

ここで、 T_0 : 基準温度、 T : 任意の温度、 t : 時間、 J_{T_0} : 基準温度におけるコンプライアンス、 J_T : 任意温度におけるコンプライアンス、 ρ : 任意温度における試料密度、 ρ_0 : 基準温度における試料密度、 a_T : シフトファクタ。

この式は、任意の温度 T で測定した値に $T\rho/T_0\rho_0$ を乗じて、これを時間 t に対して目盛ると各温度での測定点が集まり、各温度での測定値は、すべて基準温度における値に引き直され、温度変化がタイム、スケール変化に換算されることが示される。これを具体的に示せば、次の如くなる。

図-208 で、温度 T において、各時間 (対数) における J を縦軸にして $\log t$ を横軸に目盛る。これらの曲線を形を変えることなく横軸に平行に $\log a_T$ だけずらすと T_0 における合成曲線を得ることを示す。ここで、合成曲線を作る際、曲線を左側の方へ移動させる時は、移動を正と考え、右側へ移動させる時は、負と考える。従って、各温度で実際に測定できるタイムスケールの範囲が、あまり広くなくても、適当に決めた基準温度 T_0 の曲線を固定し、他の各温度の曲線を、所定の方角にずらして、よく重なるように、つないで行くと、 T_0 で広いタイムスケールをもつ合成曲線を得る。この際に、各曲線をずらした距離を見れば、これが各温度の $\log a_T$ の値を示し、この意味で a_T は移動係数 (shift factor) と云われる。

さらに、遅延現象程の活性化エネルギーは、温度によって変わるので、見かけの活性化エネルギー ΔH_a が次式により定義される。

$$\Delta H_a = R (d \ln a_T / d(1/T)) = 2.303 R [d \log a_T / d(1/T)]$$

R : gas constant, T : 絶対温度 (°K)

即ち、 ΔH_a は縦軸に $\log a_T$ 、横軸に $1/T$ をプロットしたときに得られる直線の勾配から求められた。図-209~264 にマスターカーブが示される。総じて重なりは良好であった。重ならない点は、主として、元のコンプライアンス-時間の曲線の長時間においてであり、これは密度の変化のためと思われる。また、各組成について見掛けの活性体エネルギーは、表-9 に示される。しかし、大部分荷重の増加と共に、増大する傾向が見られた。

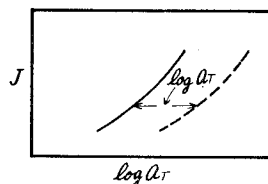
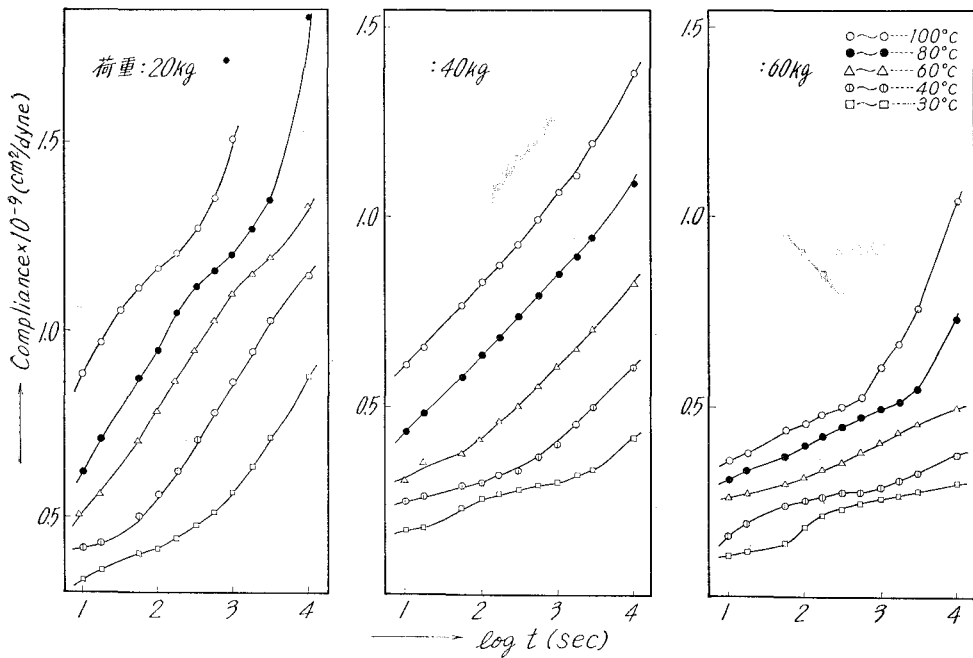
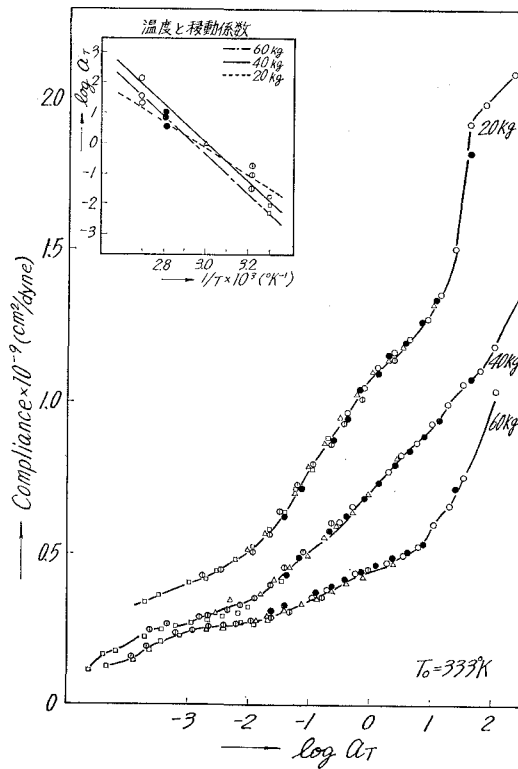


図-208 J と a_T の関係



図—209 6-6-6-10 (100:0:0) 共重合ナイロンの $\log t$ と Compliance の関係



図—210 6-6-6-10 (100:0:0) 共重合ナイロンのマスターカーブ

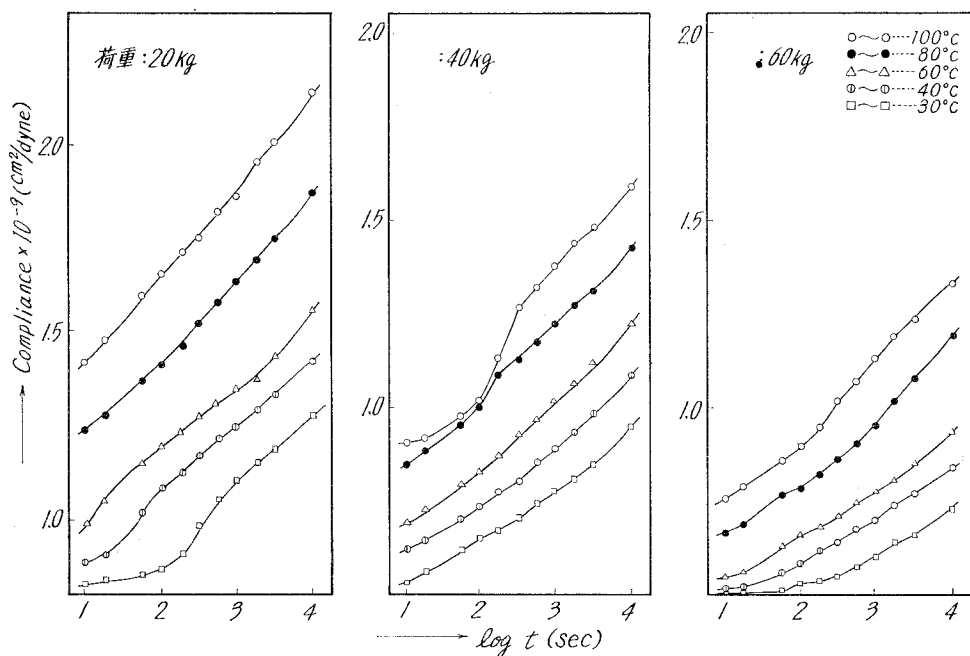


図-211 6-6-6-6-10 (70:30:0) 共重合ナイロンの $\log t$ と Compliance の関係

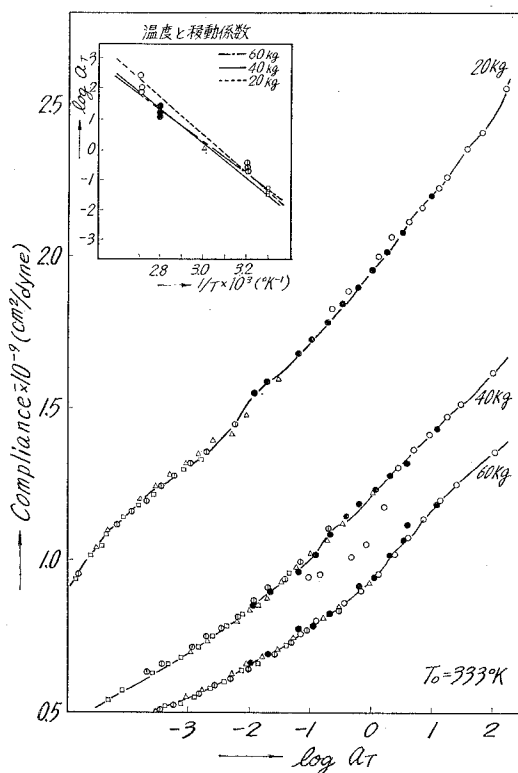
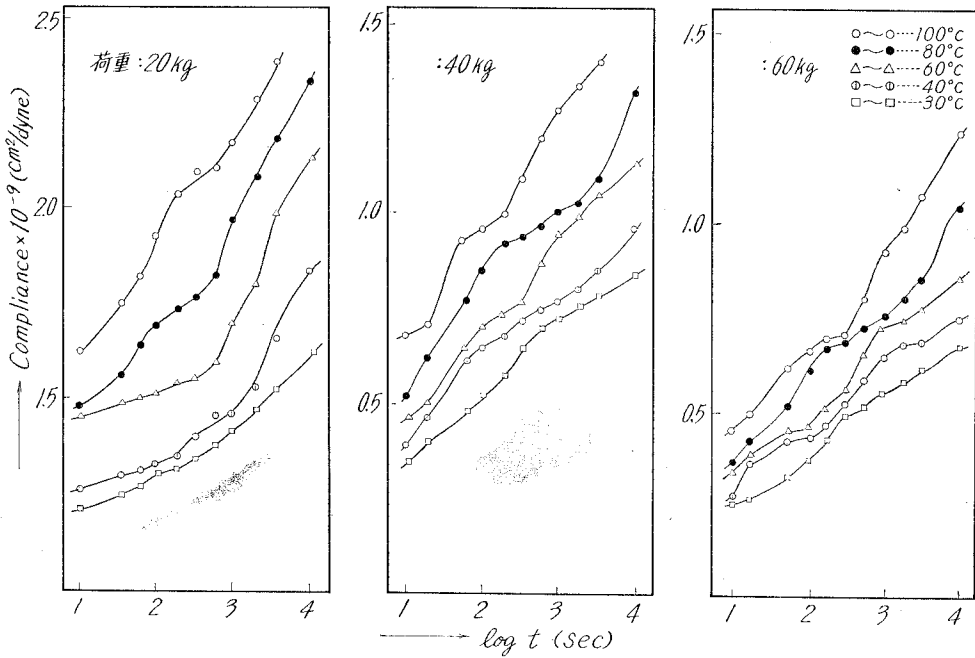
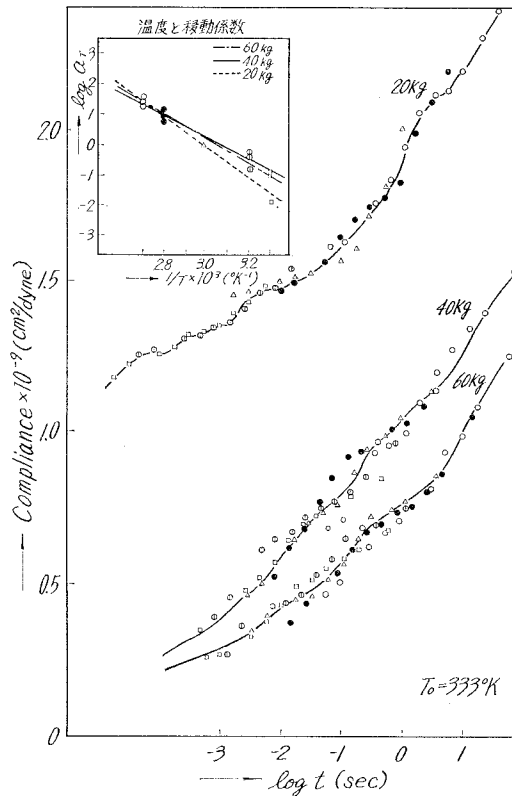


図-212 6-6-6-6-10 (70:30:0) 共重合ナイロンのマスターカーブ



図—213 6-6-6-10 (50:50:0) 共重合ナイロンの $\log t$ と Compliance の関係



図—214 6-6-6-10 (50:50:0) 共重合ナイロンのマスターカーブ

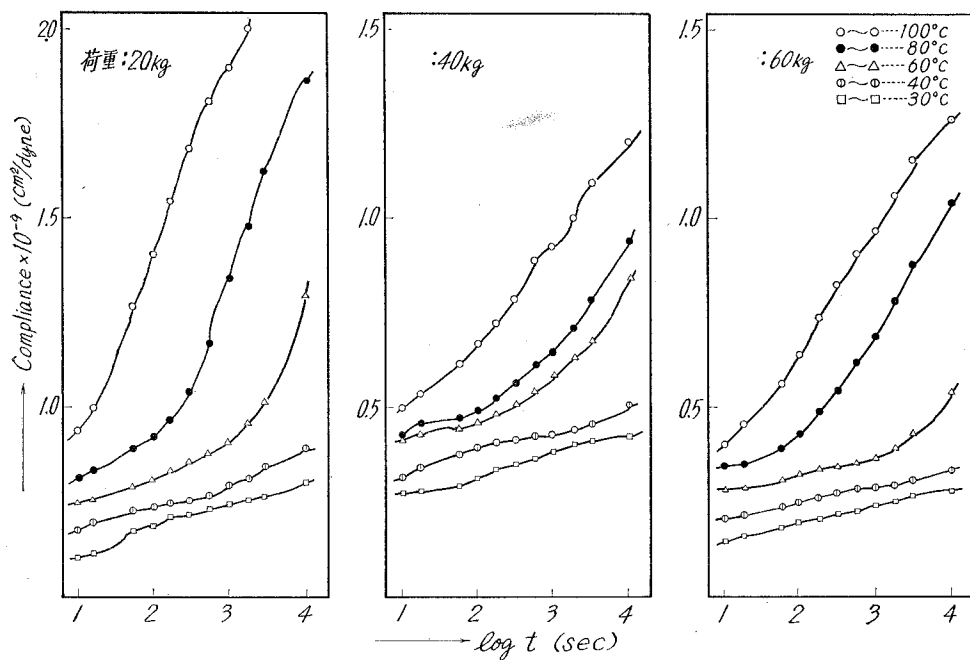


図-215 6-6-6-10 (30:70:0) 共重合ナイロンの $\log t$ と Compliance との関係

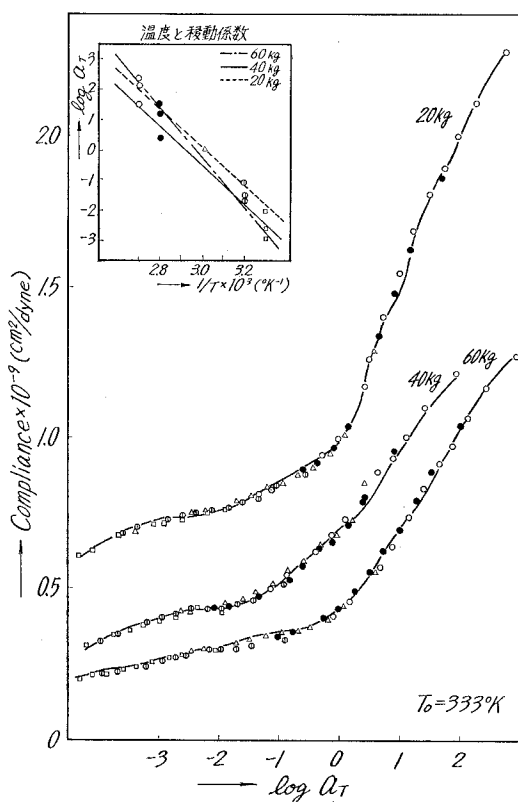
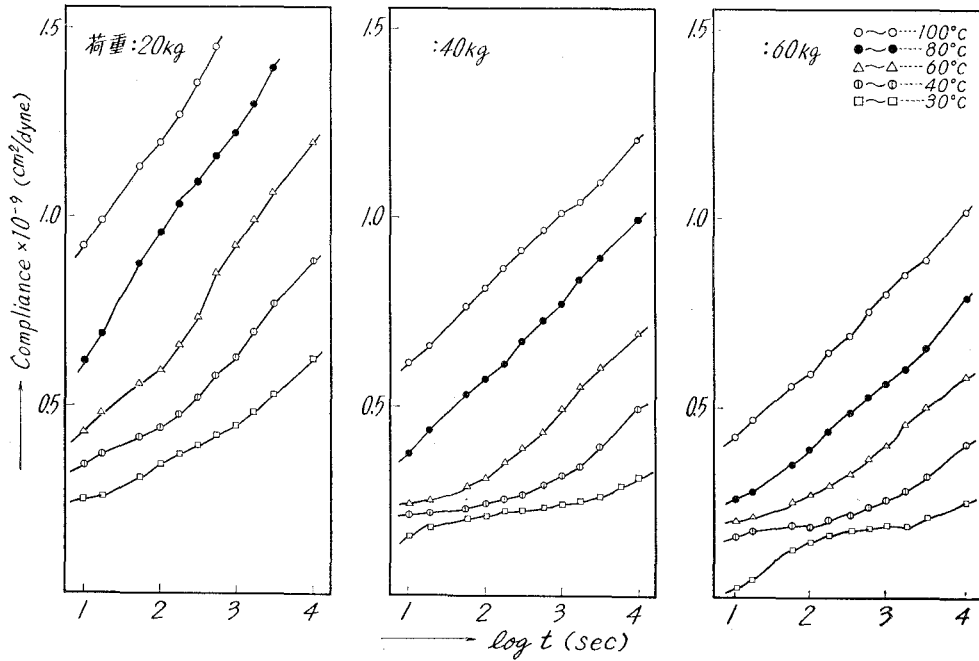
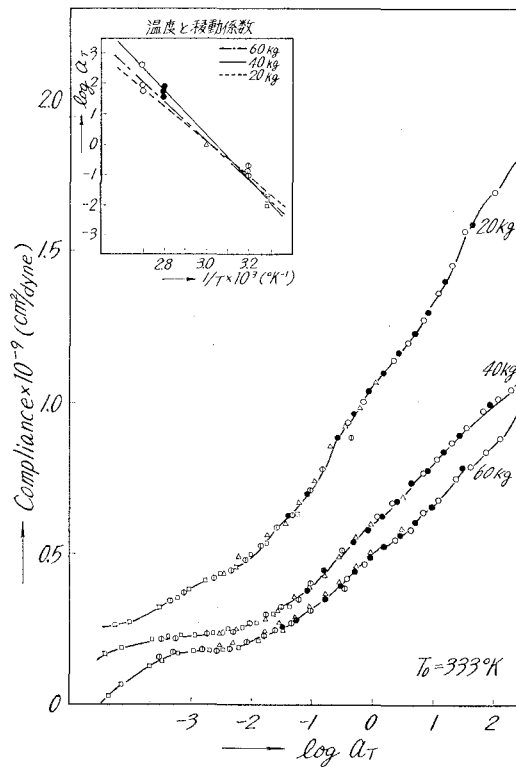


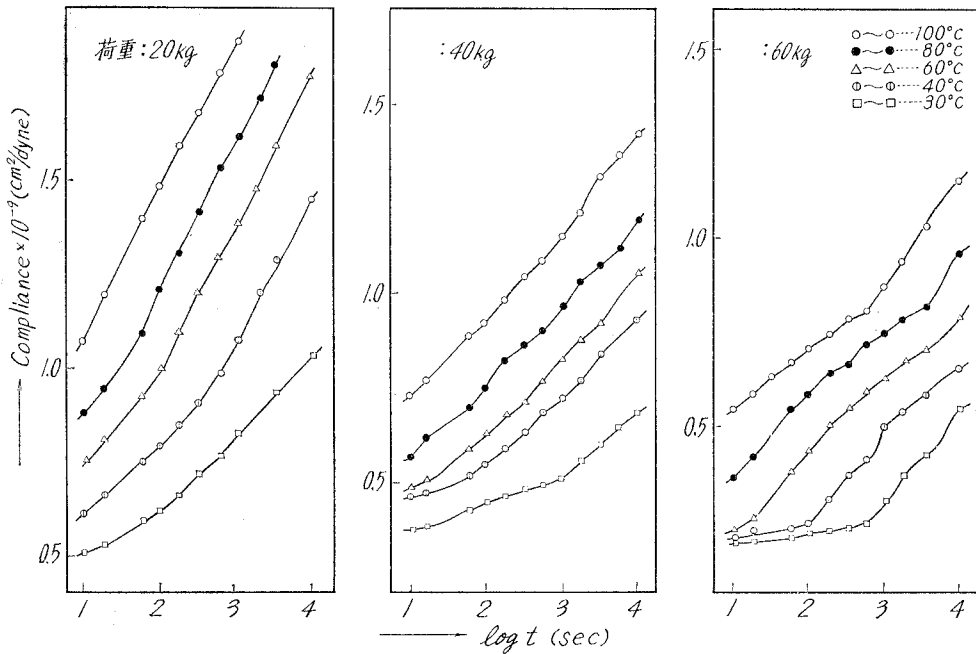
図-216 6-6-6-10 (30:70:0) 共重合ナイロンのマスターカーブ



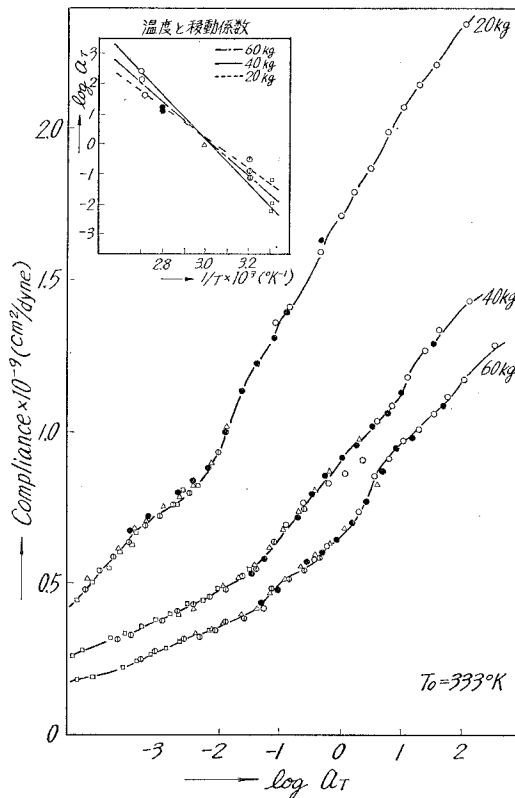
図—217 6-6-6-6.10 (0:100:0) 共重合ナイロンの $\log t$ と Compliance との関係



図—218 6-6-6-6.10 (0:100:0) 共重合ナイロンのマスターカーブ



図—219 6-6-6-6-10 (0:30:70) 共重合ナイロンの $\log t$ と Compliance の関係



図—220 6-6-6-6-10 (0:30:70) 共重合ナイロンのマスターカーブ

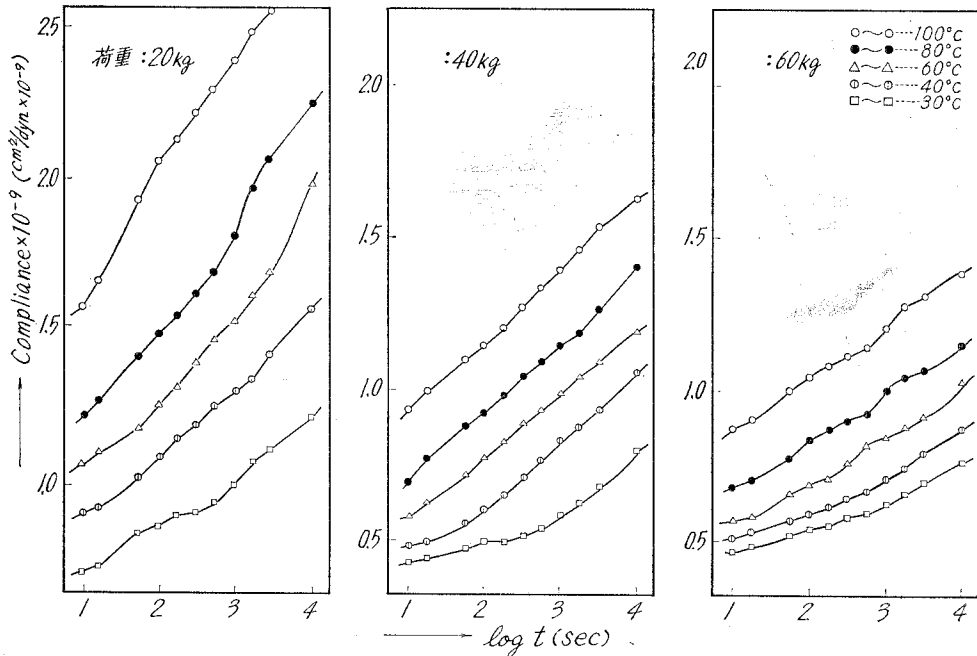


図-221 6・6・6・10 (0:50:50) 共重合ナイロンの $\log t$ と Compliance の関係

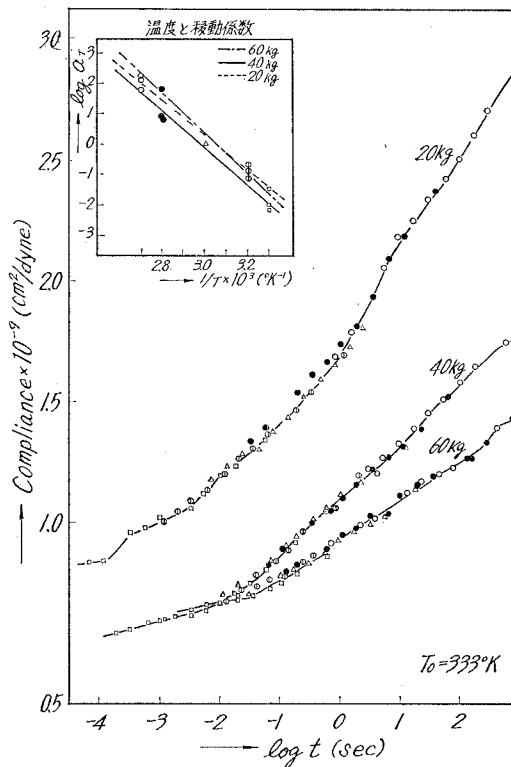
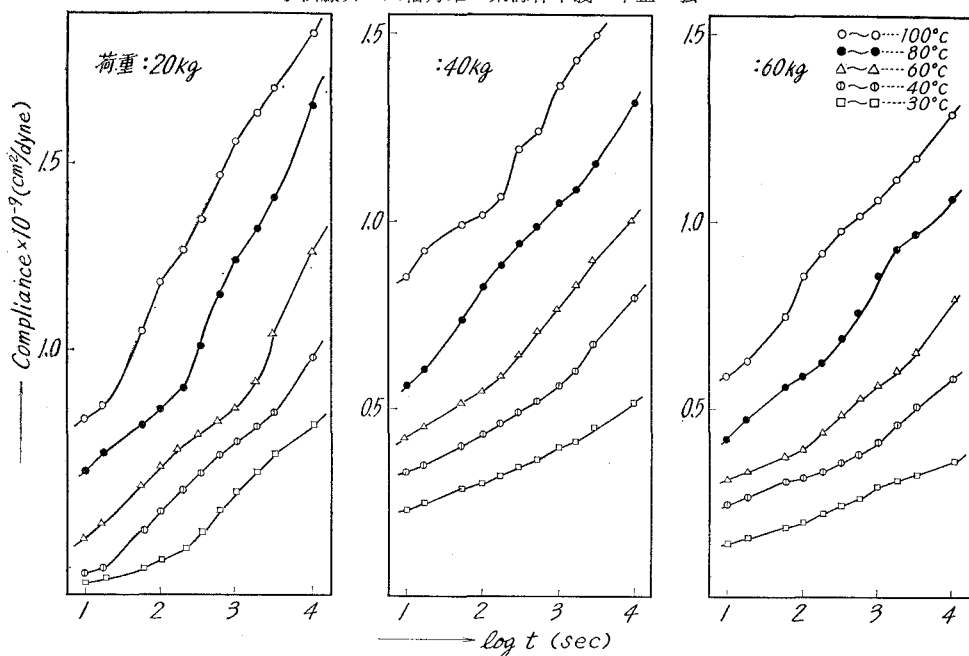
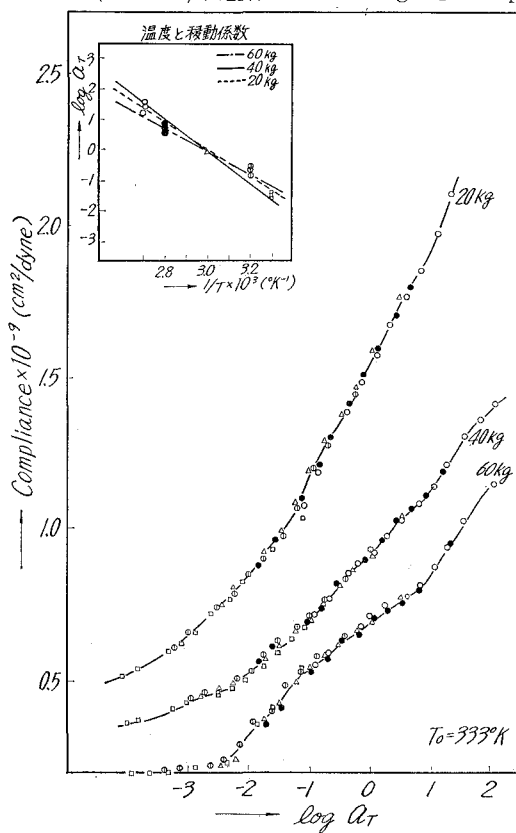


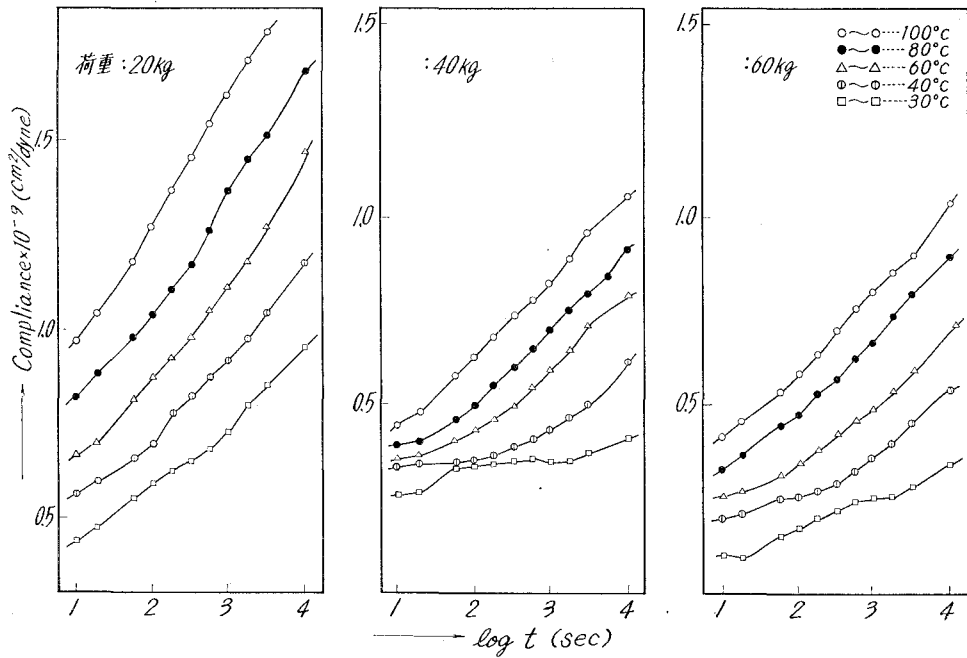
図-222 6・6・6・10 (0:50:50) 共重合ナイロンのマスターカーブ



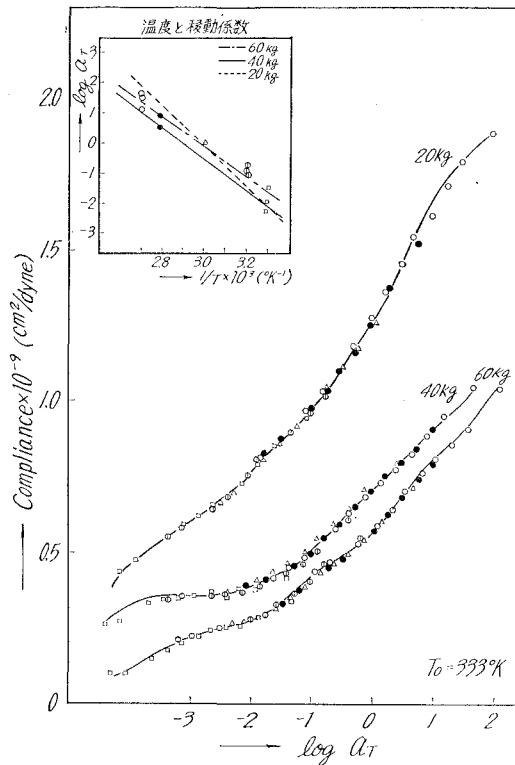
図—223 6-6-6-6-10 (0:30:70) 共重合ナイロンの $\log t$ と Compliance の関係



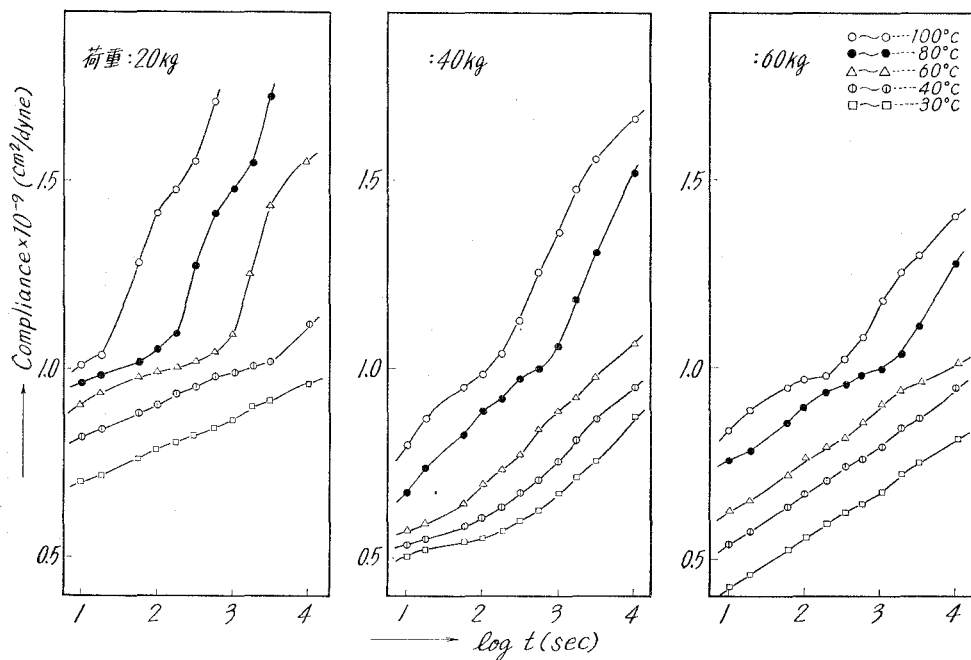
図—224 6-6-6-6-10 (0:30:70) 共重合ナイロンのマスターカーブ



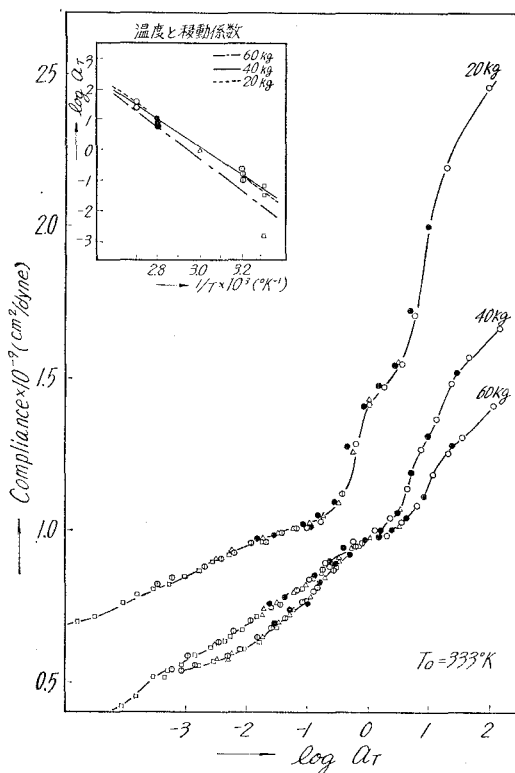
図—225 6-6-6-10 (0:0:100) 共重合ナイロンの $\log t$ と Compliance の関係



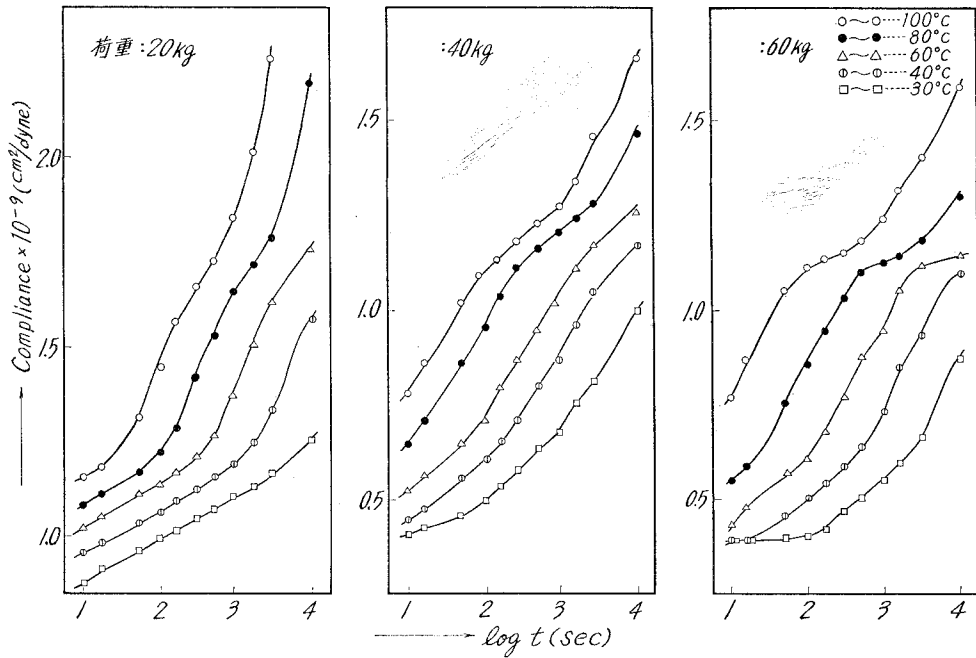
図—226 6-6-6-10 (0:0:100) 共重合ナイロンのマスターカーブ



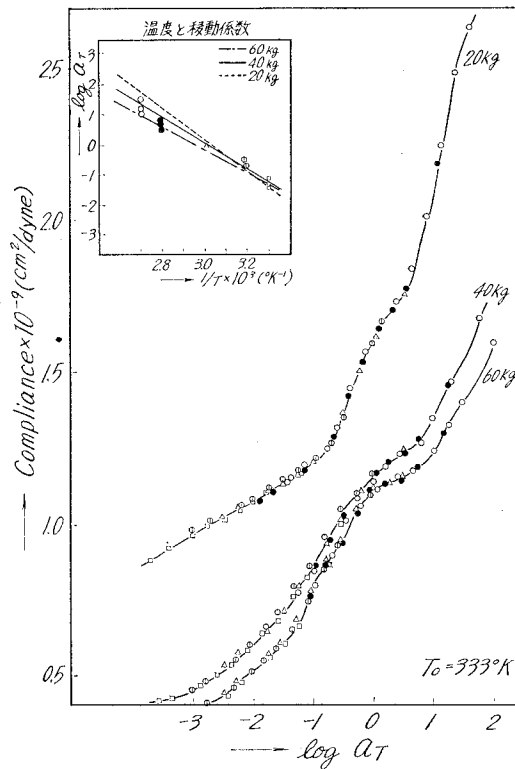
図—227 6-6-6-6-10 (30:0:70) 共重合ナイロンの $\log t$ と Compliance との関係



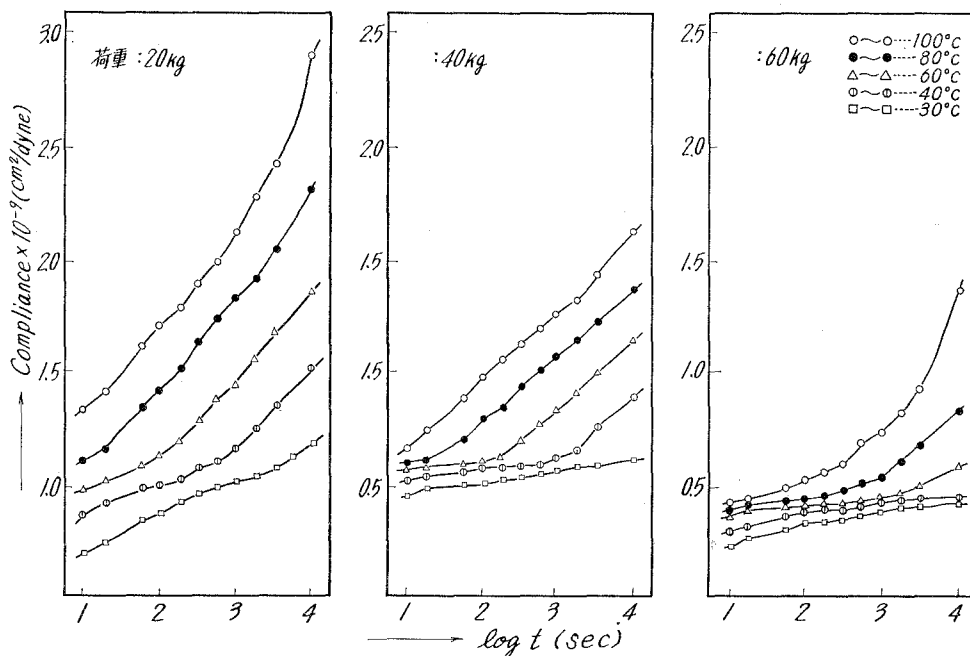
図—228 6-6-6-6-10 (30:0:70) 共重合ナイロンのマスターカーブ



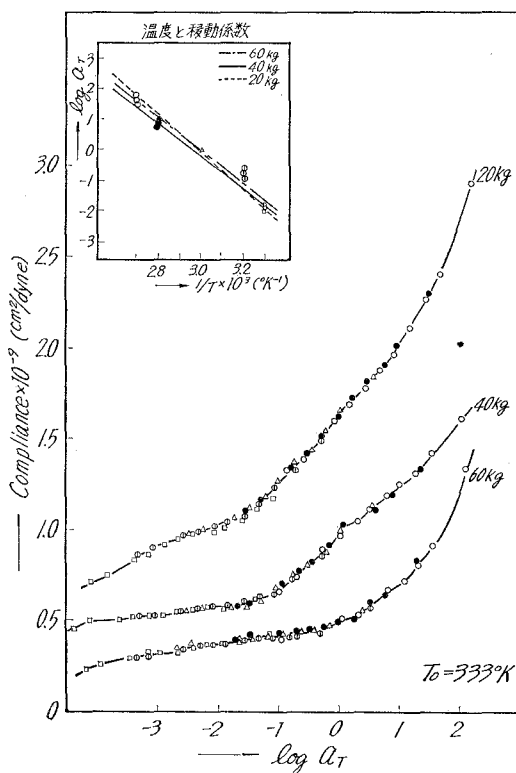
図—229 6-6-6-10 (50:0:50) 共重合ナイロンの $\log t$ と Compliance の関係



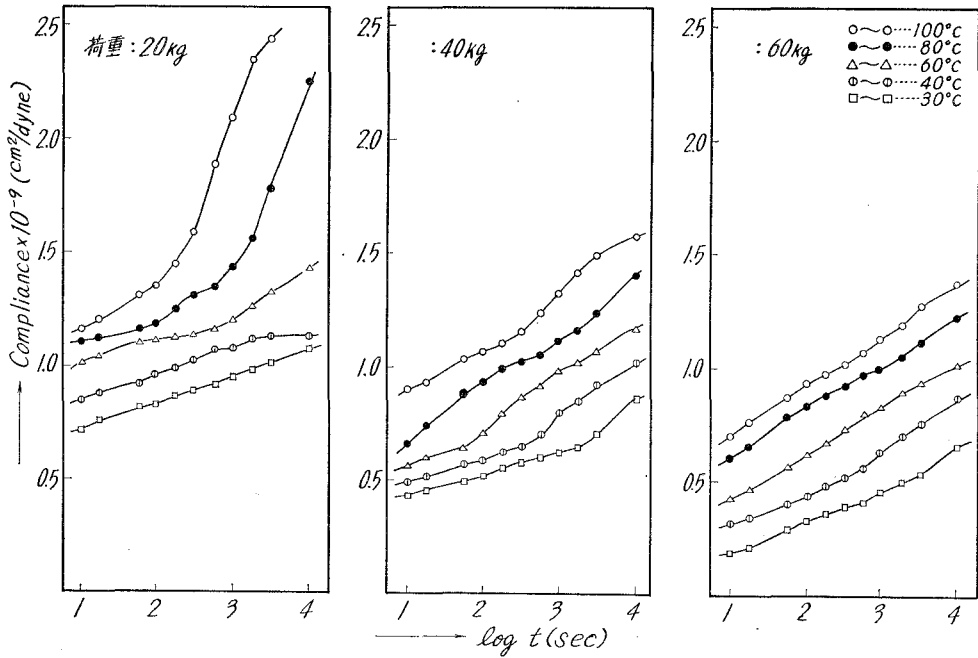
図—230 6-6-6-10 (50:0:50) 共重合ナイロンのマスターカーブ



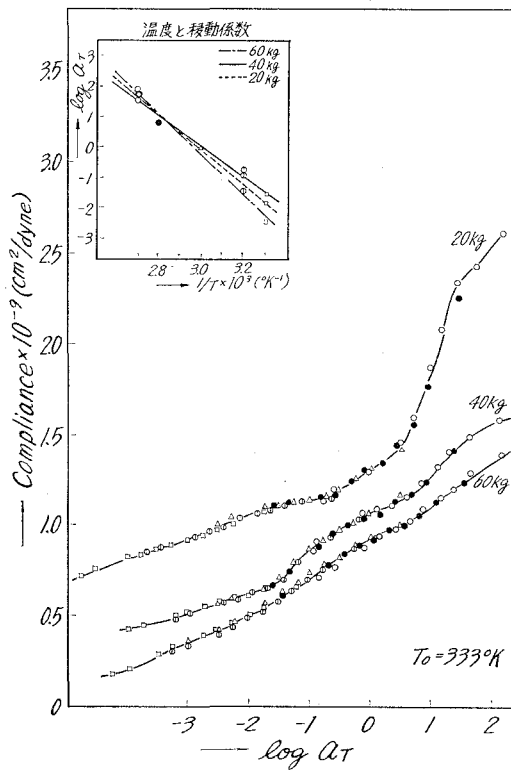
図—231 6-6-6-6-10 (70:0:30) 共重合ナイロンの $\log t$ と Compliance の関係



図—232 6-6-6-6-10 (70:0:30) 共重合ナイロンのマスターカーブ



図—233 6-6-6-10 (80:10:10) 共重合ナイロンの $\log t$ と Compliance との関係



図—234 6-6-6-10 (80:10:10) 共重合ナイロンのマスターカーブ

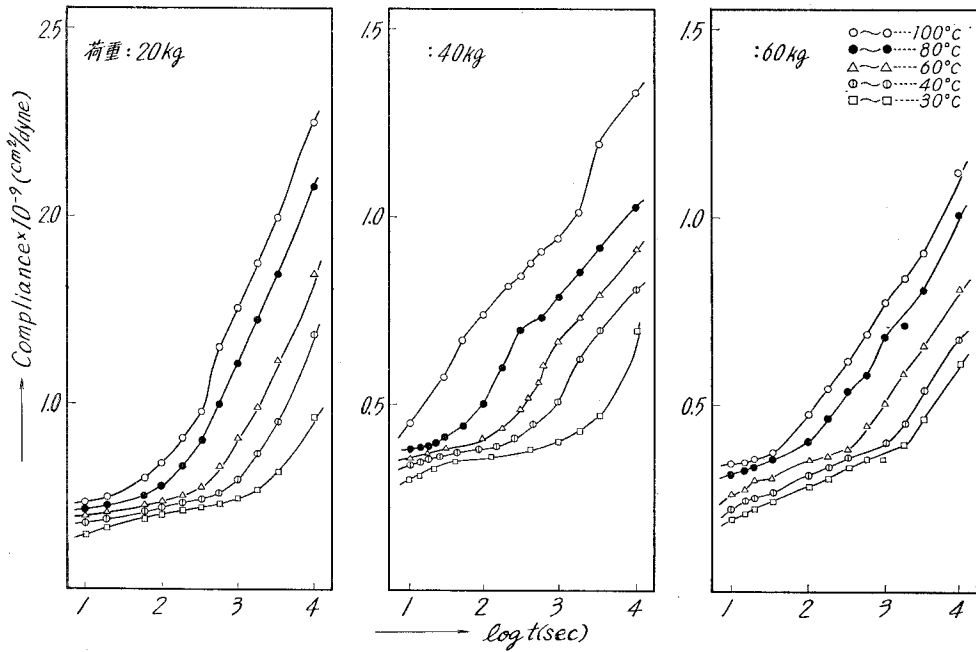


図-235 6-6-6-6-10 (10:80:10) 共重合ナイロンの $\log t$ と Compliance との関係

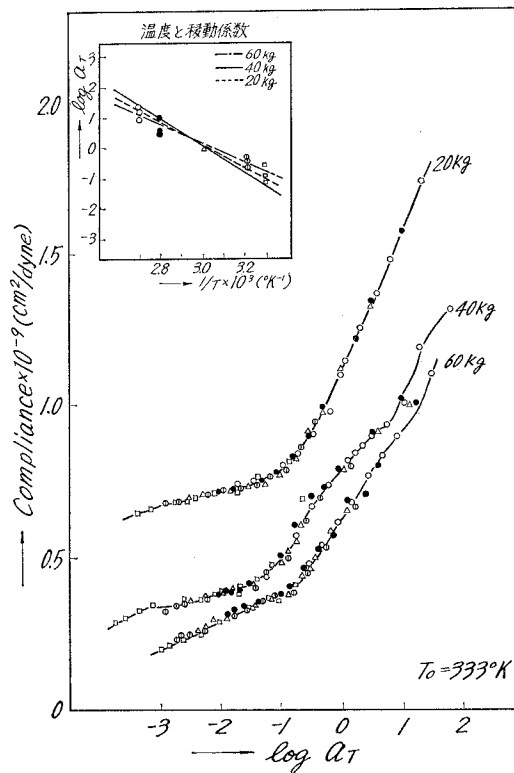
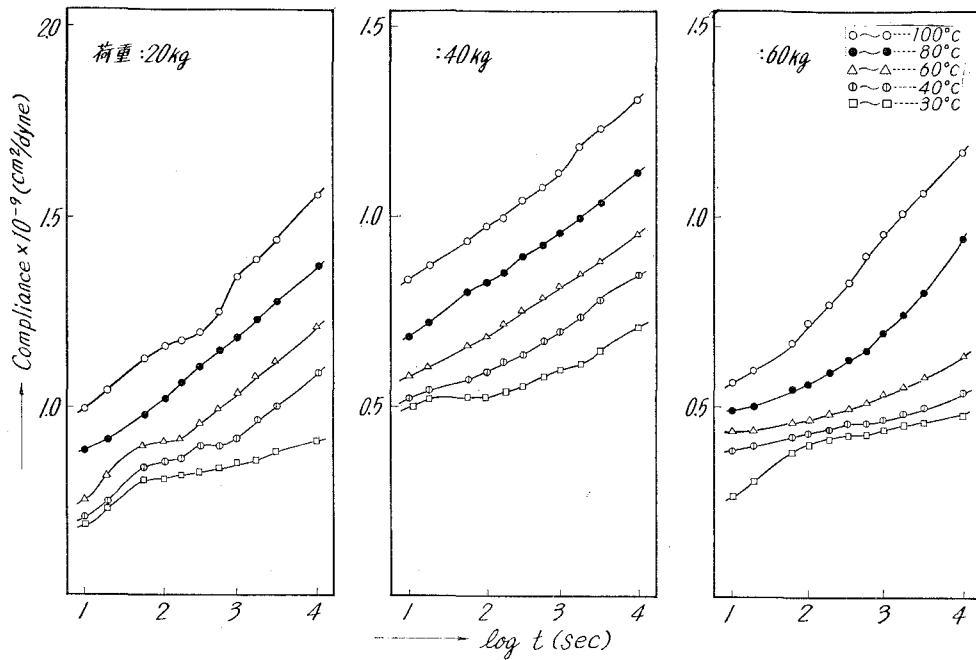
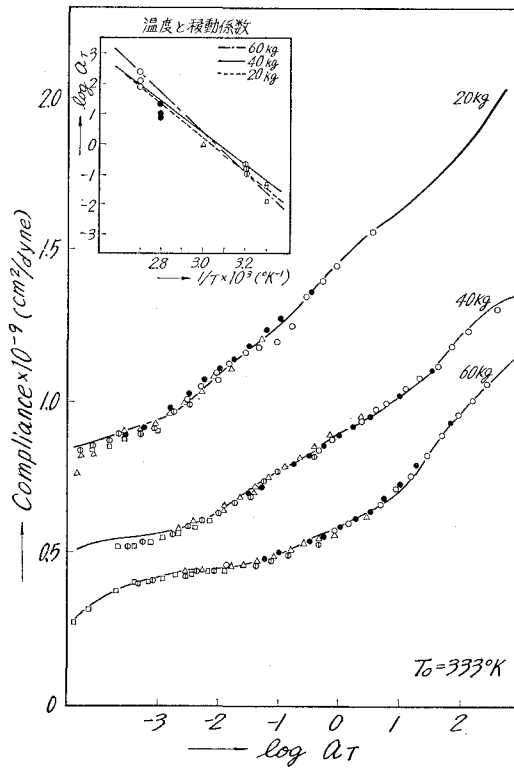


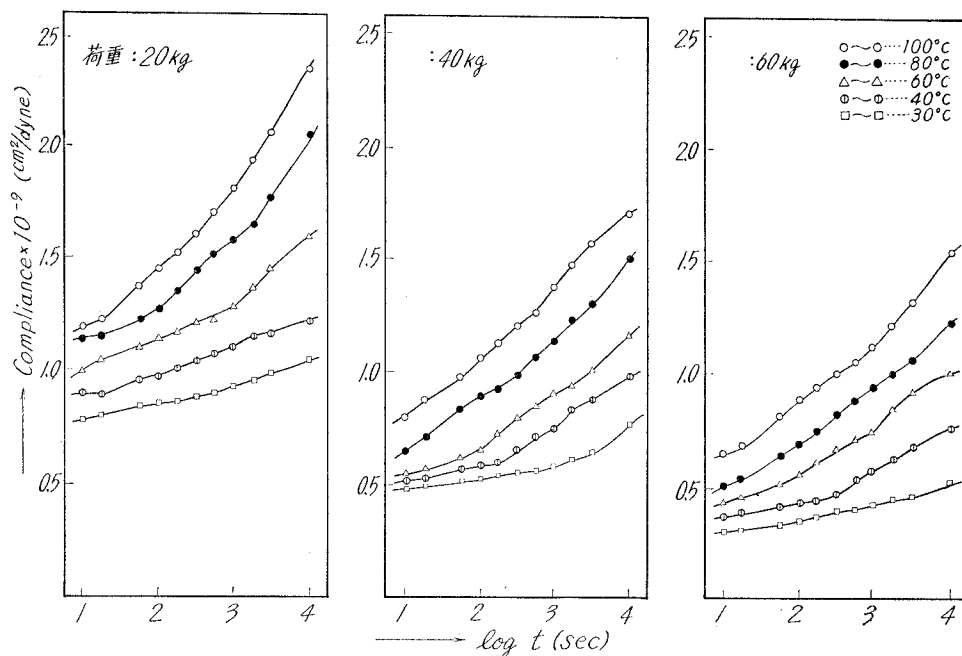
図-236 6-6-6-6-10 (10:80:10) 共重合ナイロンのマスターカーブ



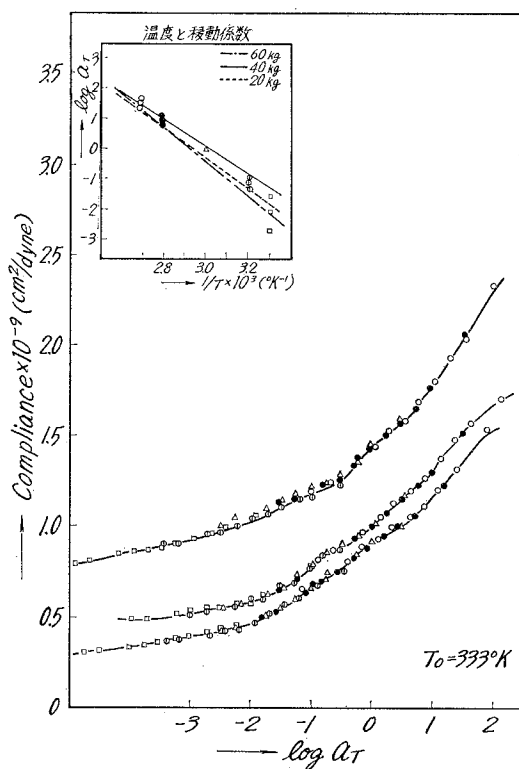
図—237 6-6-6-10 (10:10:80) 共重合ナイロンの $\log t$ と Compliance の関係



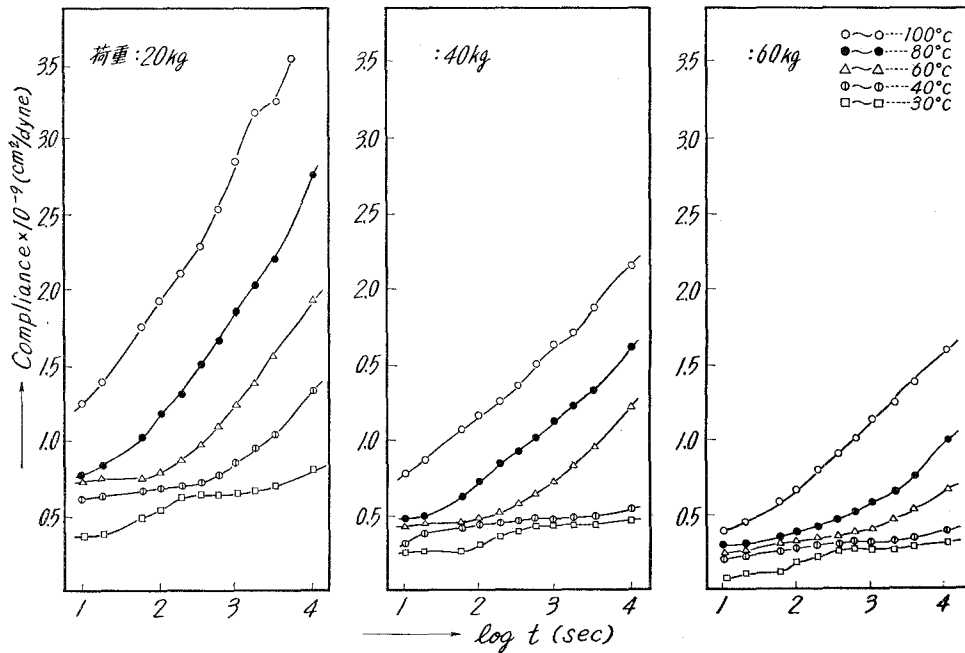
図—238 6-6-6-10 (10:10:80) 共重合ナイロンのマスターカーブ



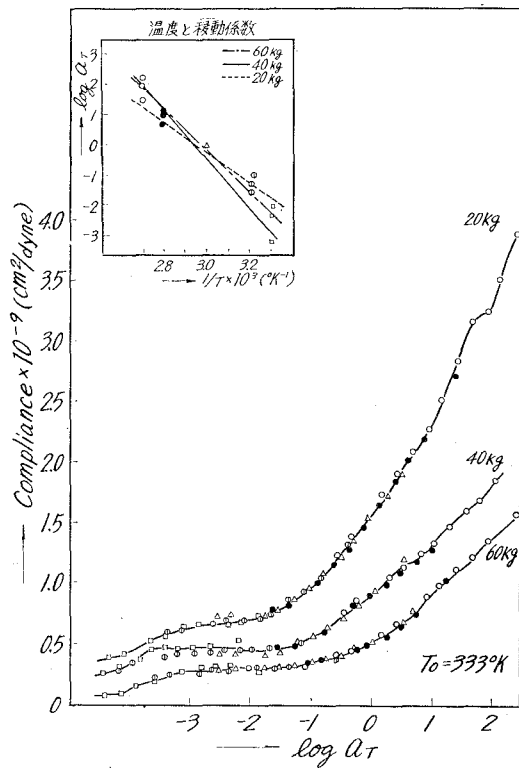
図—239 6-6-6-10 (65:20:15) 共重合ナイロンの $\log t$ と Compliance との関係



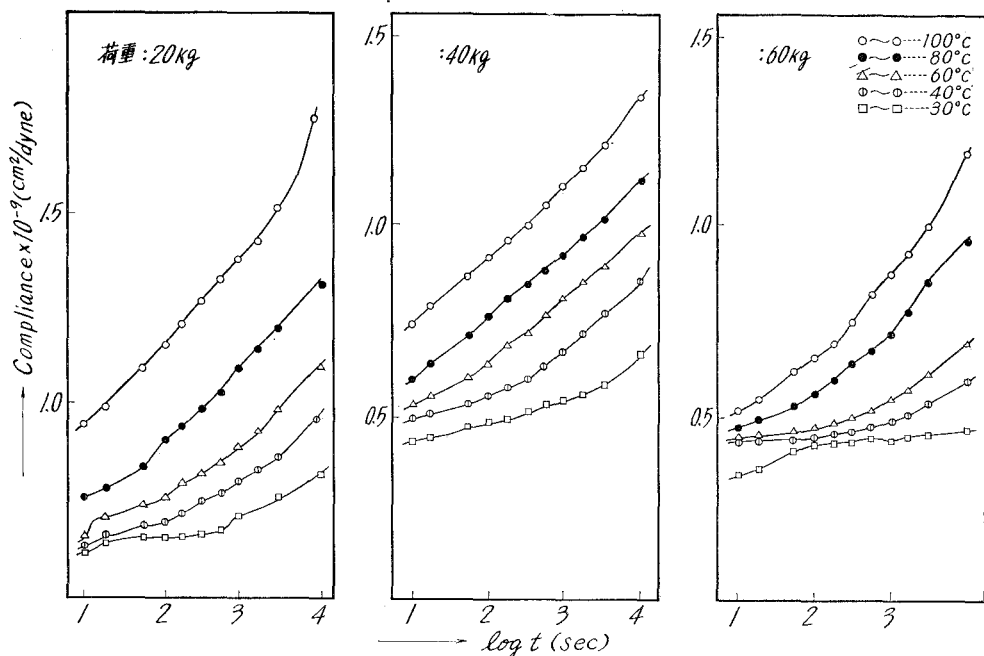
図—240 6-6-6-10 (65:20:15) 共重合ナイロンのマスターカーブ



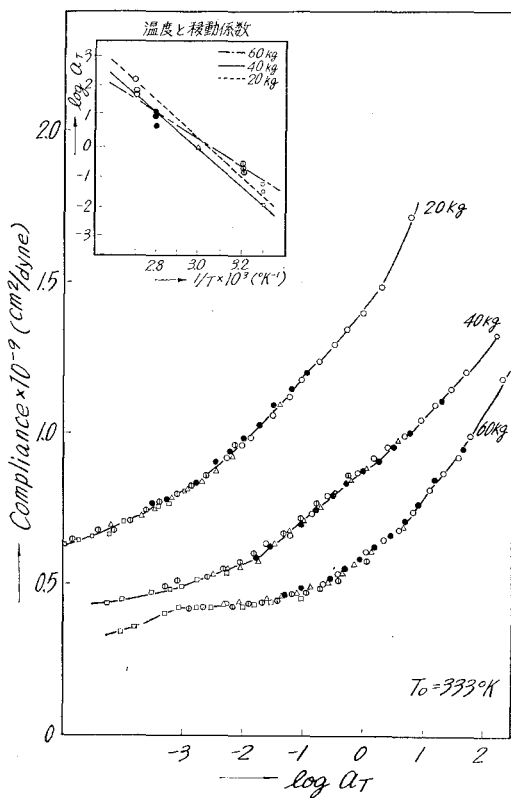
図—241 6-6-6-10 (40:40:20) 共重合ナイロンの $\log t$ と Compliance の関係



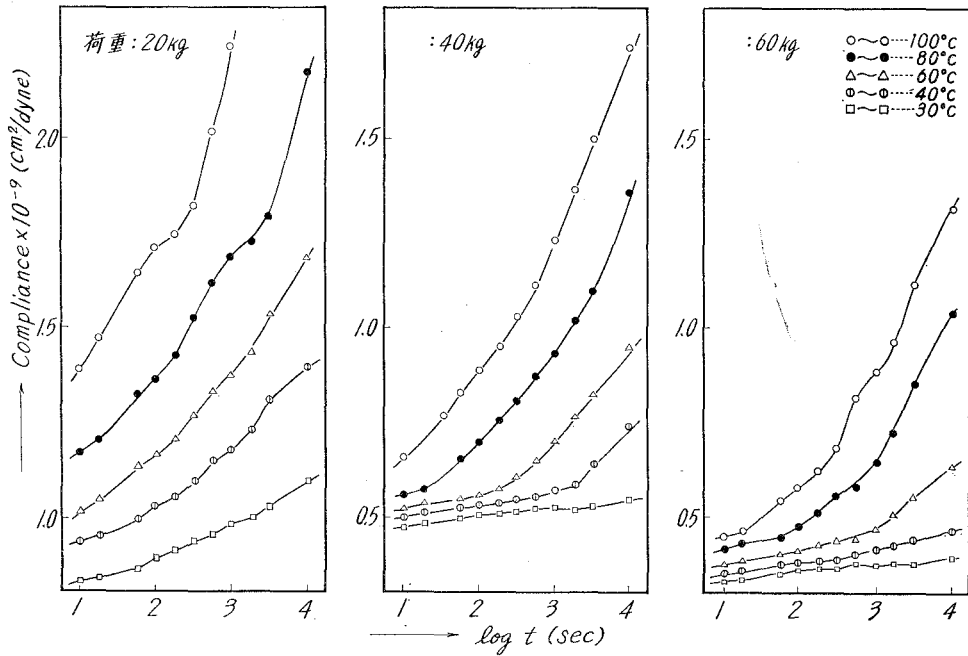
図—242 6-6-6-10 (40:40:20) 共重合ナイロンのマスターカーブ



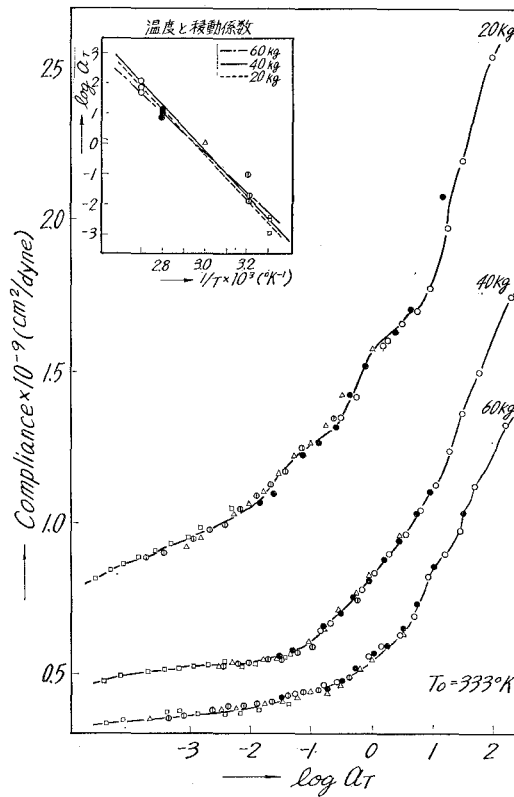
図—243 6-6-6-6-10 (15:65:20) 共重合ナイロンの $\log t$ と Compliance の関係



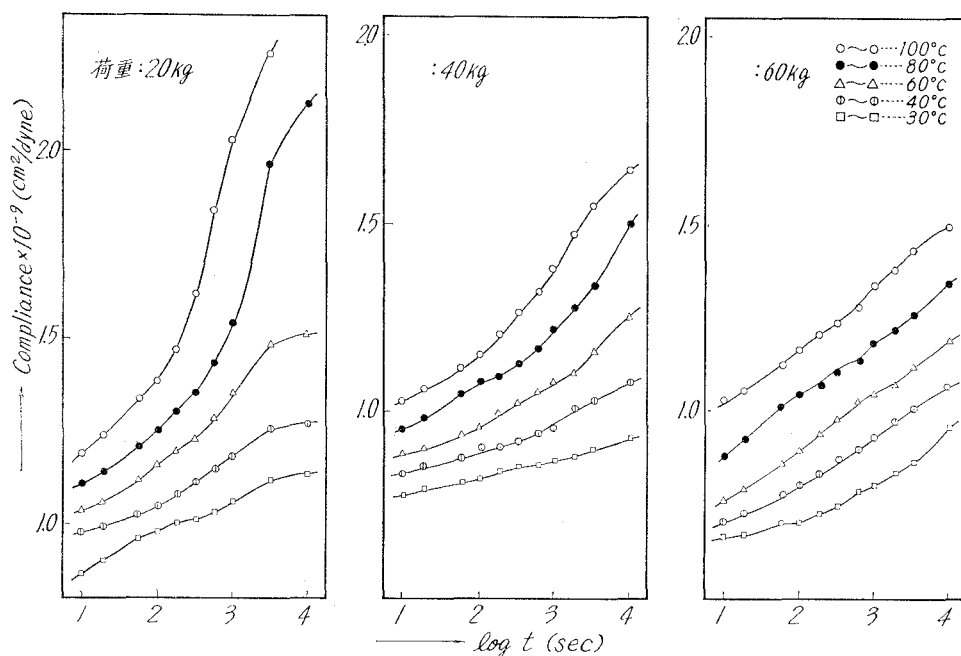
図—244 6-6-6-6-10 (15:65:20) 共重合ナイロンのマスターカーブ



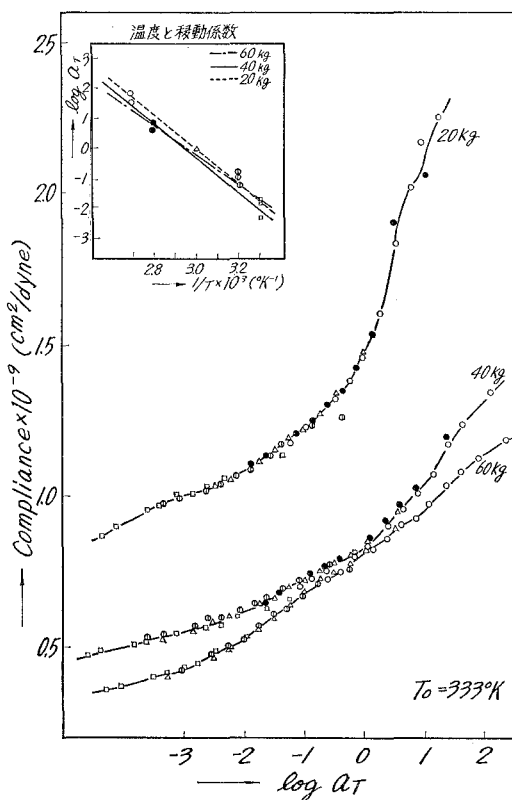
図—245 6-6-6-6-10 (20:40:40) 共重合ナイロンの $\log t$ と Compliance との関係



図—246 6-6-6-6-10 (20:40:40) 共重合ナイロンのマスターカーブ



図—247 6-6-6-10 (20:15:65) 共重合ナイロンの $\log t$ と Compliance の関係



図—248 6-6-6-10 (20:15:65) 共重合ナイロンのマスターカーブ

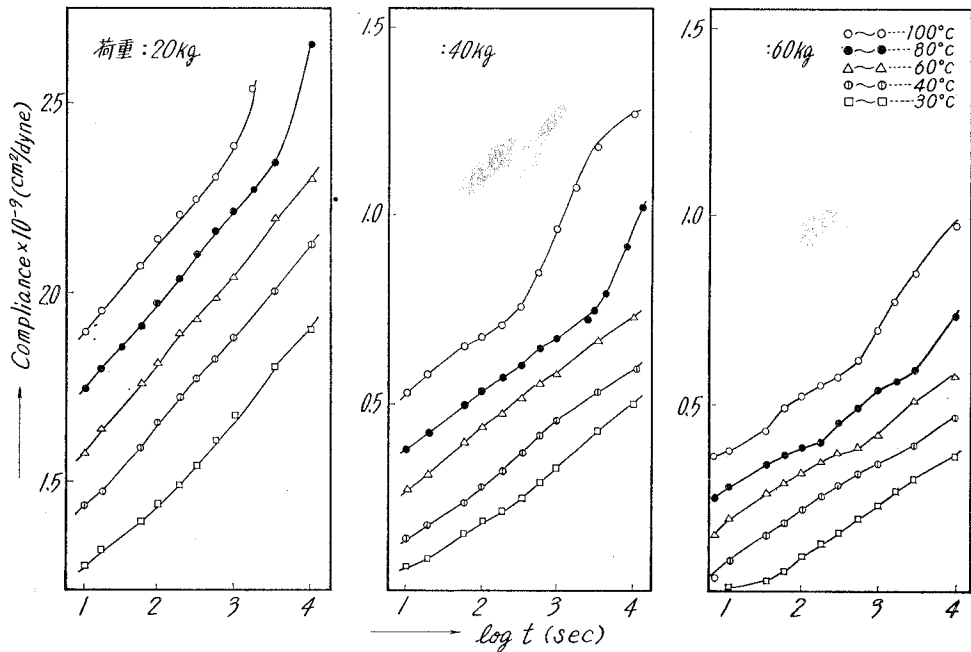


図-249 6-6-6-10 (40:20:40) 共重合ナイロンの $\log t$ と Compliance の関係

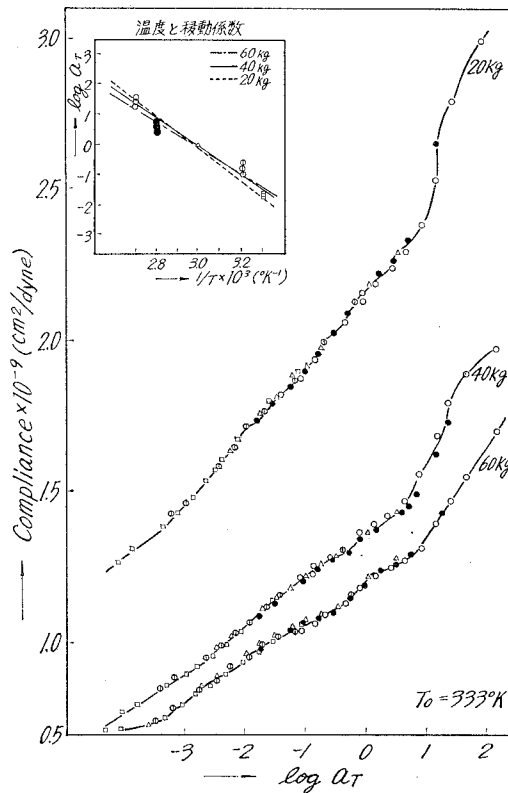
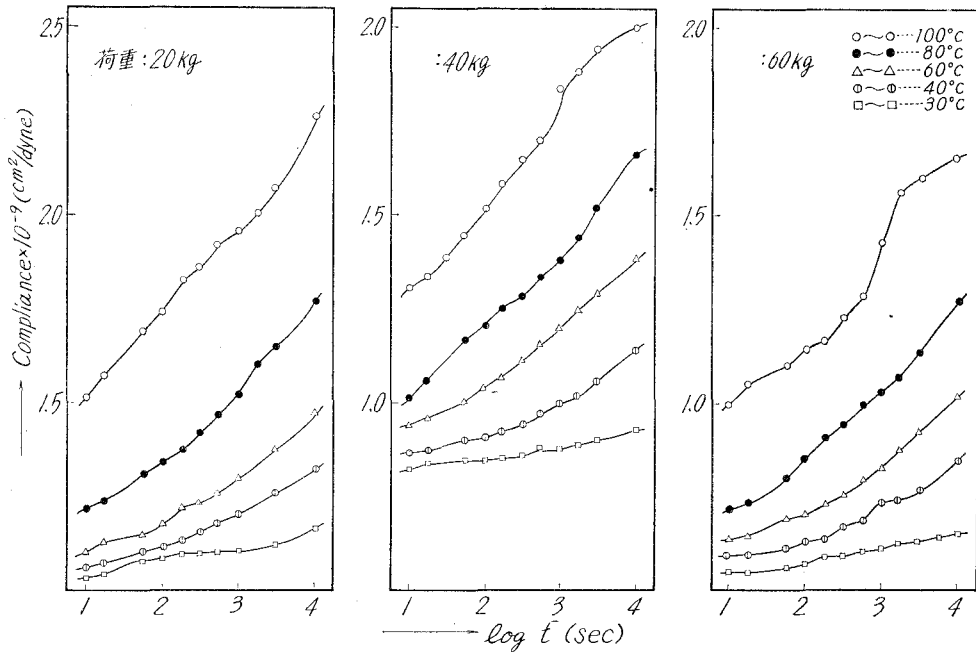
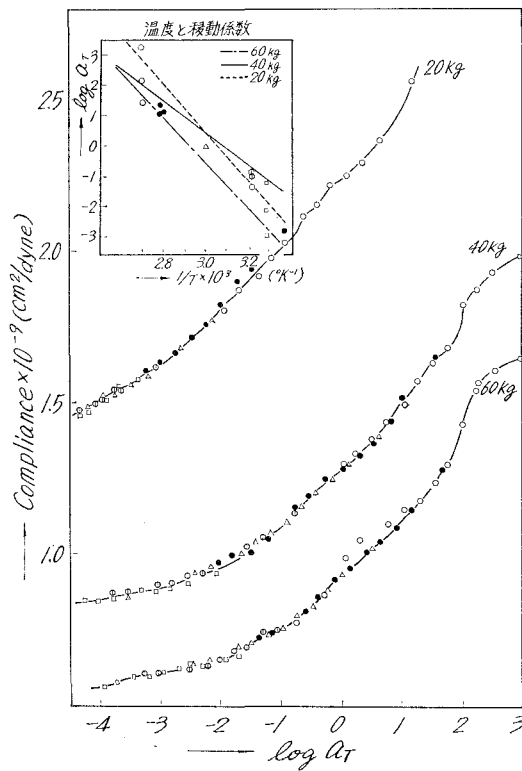


図-250 6-6-6-10 (40:20:40) 共重合ナイロンのマスターカーブ



図—251 6-6・6-6・10 (55:30:15) 共重合ナイロンの $\log t$ と Compliance の関係



図—252 6-6・6-6・10 (55:30:15) 共重合ナイロンのマスターカーブ

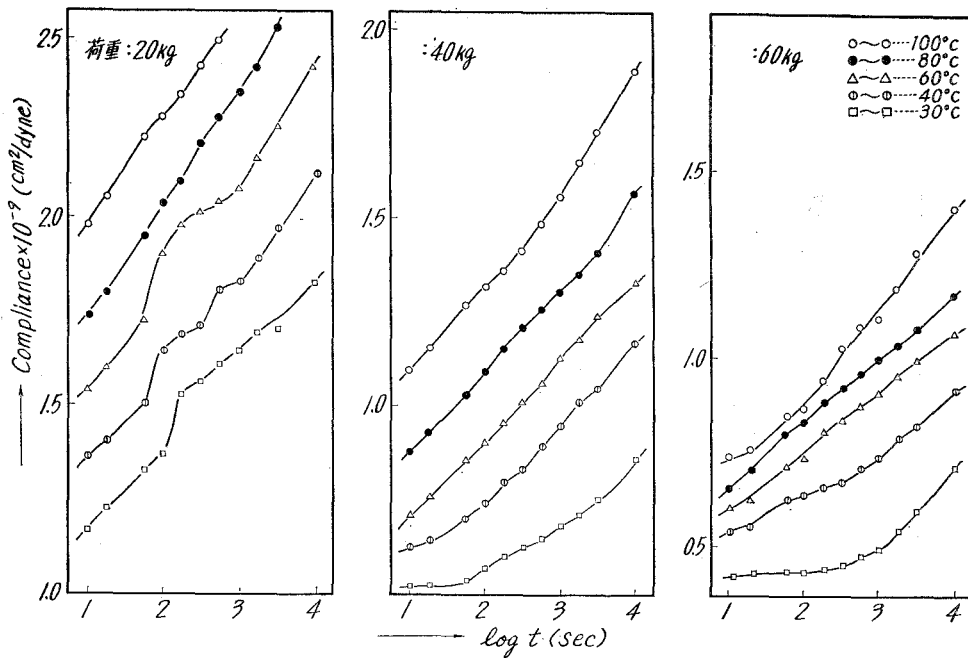


図-253 6-6-6-10 (30:55:15) 共重合ナイロンの $\log t$ と Compliance の関係

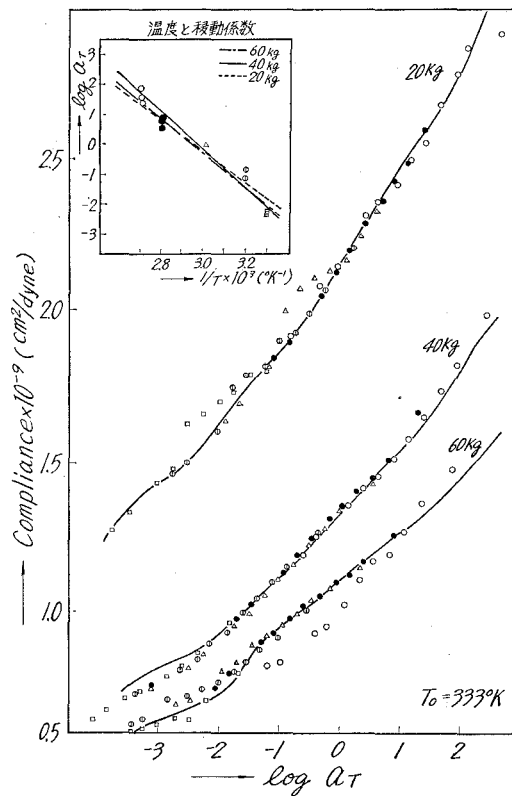


図-254 6-6-6-10 (30:55:15) 共重合ナイロンのマスターカーブ

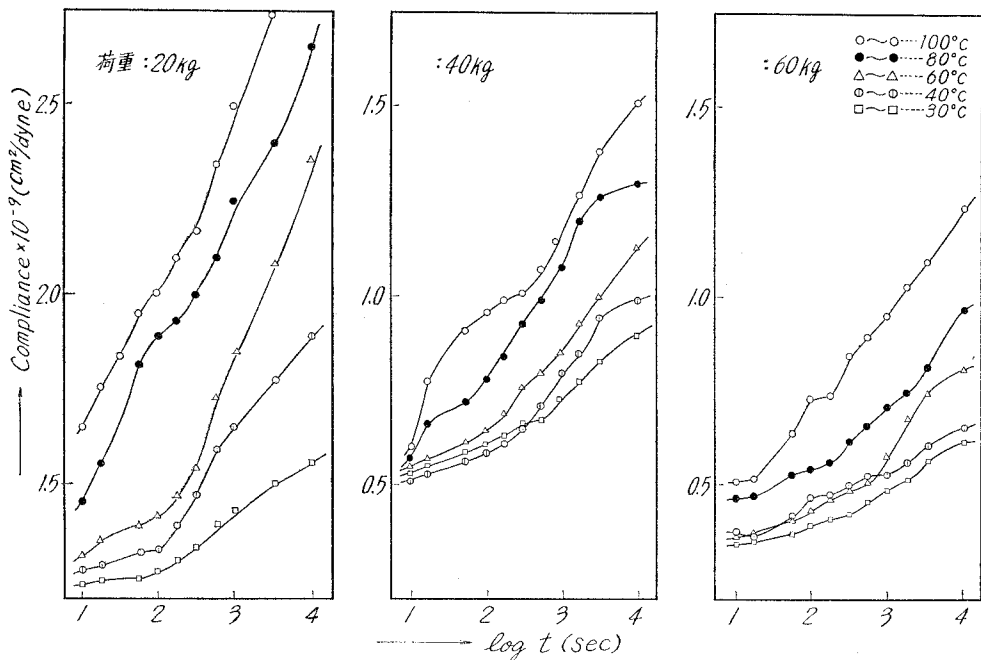


図-255 6-6・6-6・10 (15:55:30) 共重合ナイロンの $\log t$ と Compliance の関係

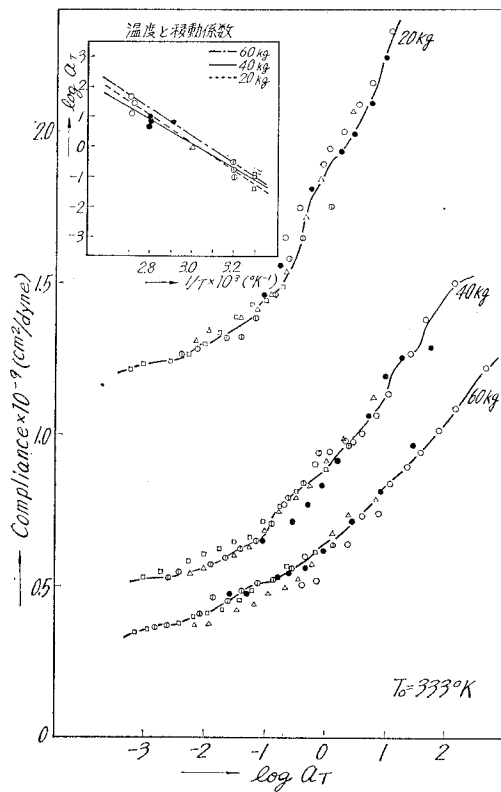
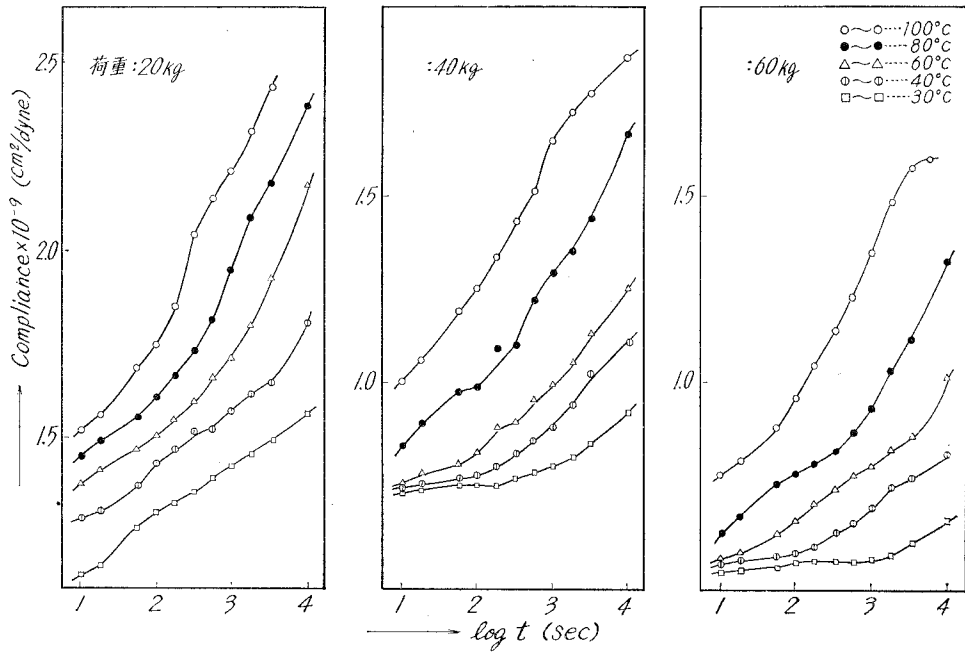
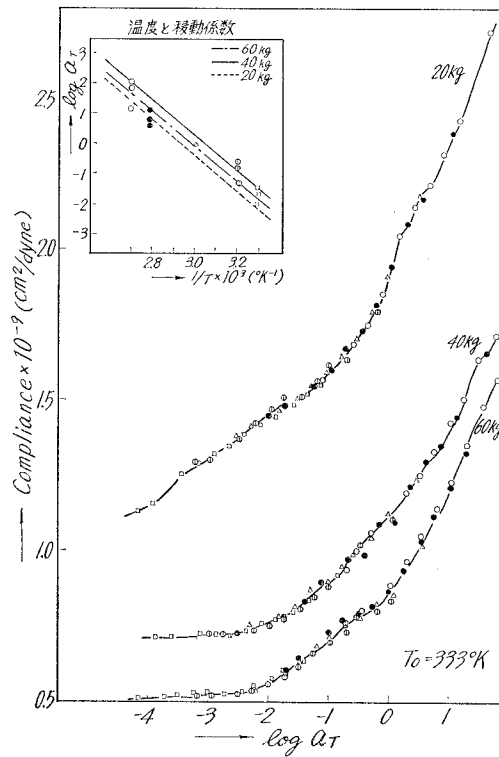


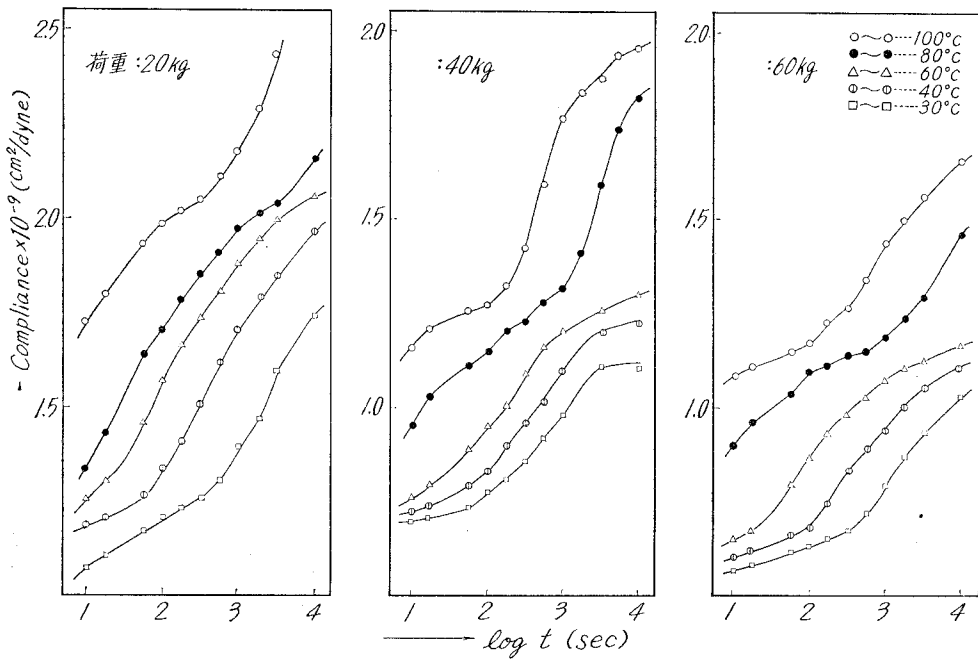
図-256 6-6・6-6・10 (15:55:30) 共重合ナイロンのマスターカーブ



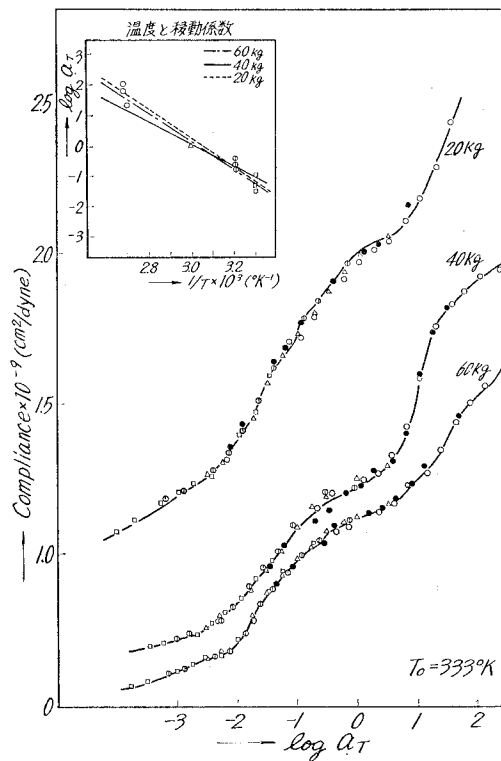
図—257 6-6-6-10 (15:30:55) 共重合ナイロンの $\log t$ と Compliance の関係



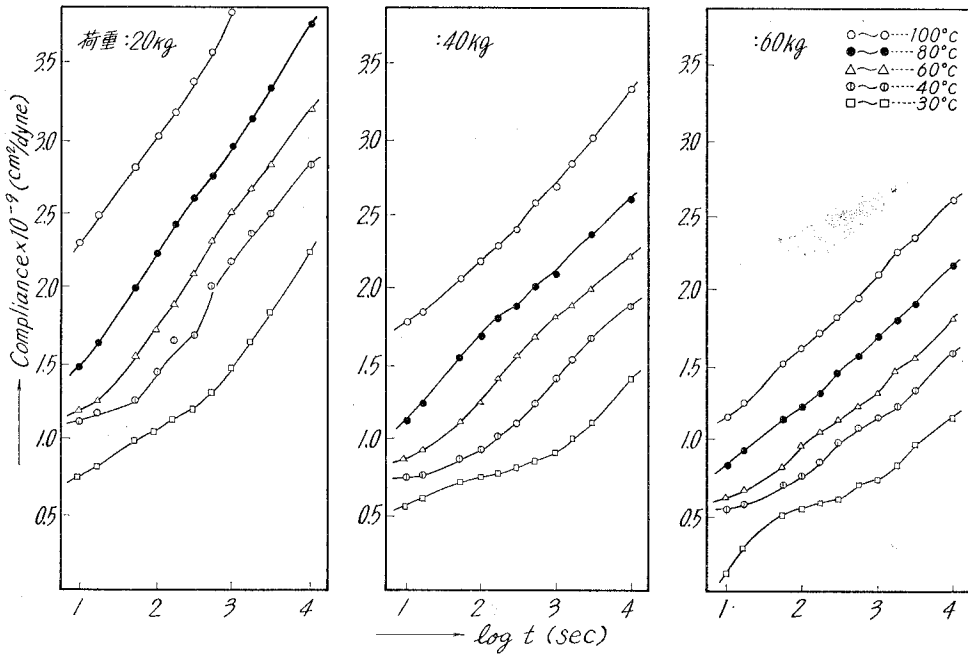
図—258 6-6-6-10 (15:30:55) 共重合ナイロンのマスターカーブ



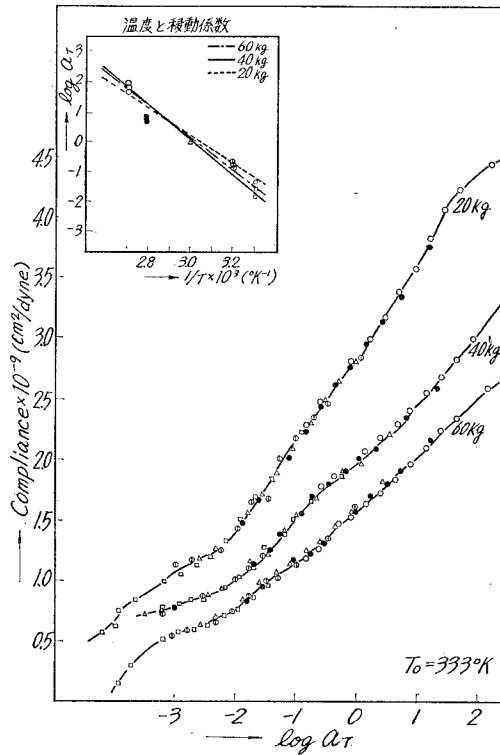
図—259 6-6-6-10 (30:15:55) 共重合ナイロンの $\log t$ と Compliance の関係



図—260 6-6-6-10 (30:15:55) 共重合ナイロンのマスターカーブ



図—261 6-6-6-10 (55:15:30) 共重合ナイロンの $\log t$ と Compliance との関係



図—262 6-6-6-10 (55:15:30) 共重合ナイロンのマスターカーブ

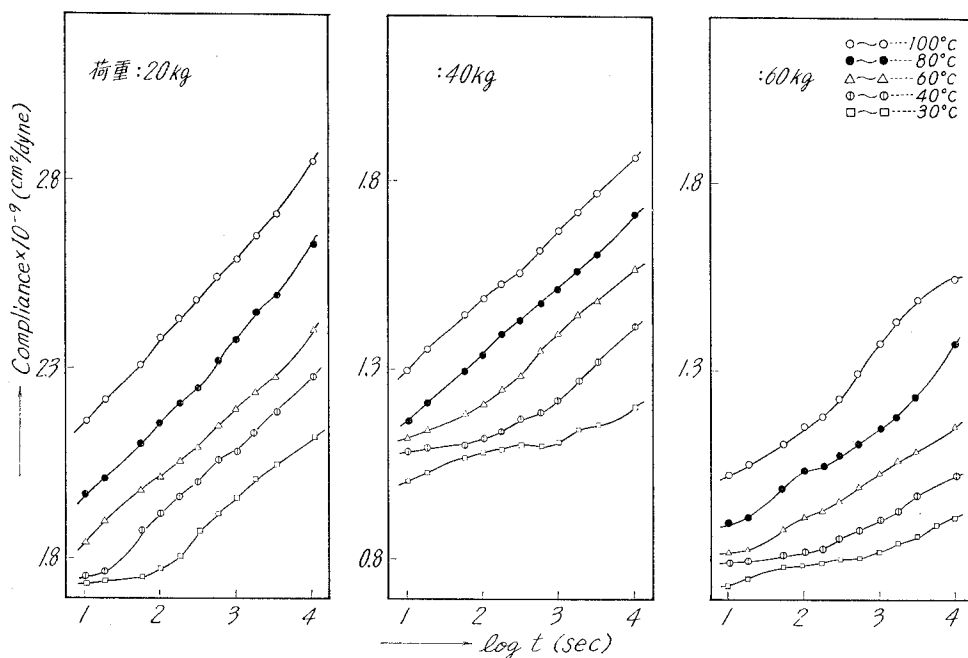


図-263 6-6-6-10 (34:33:33) 共重合ナイロンの $\log t$ と Compliance の関係

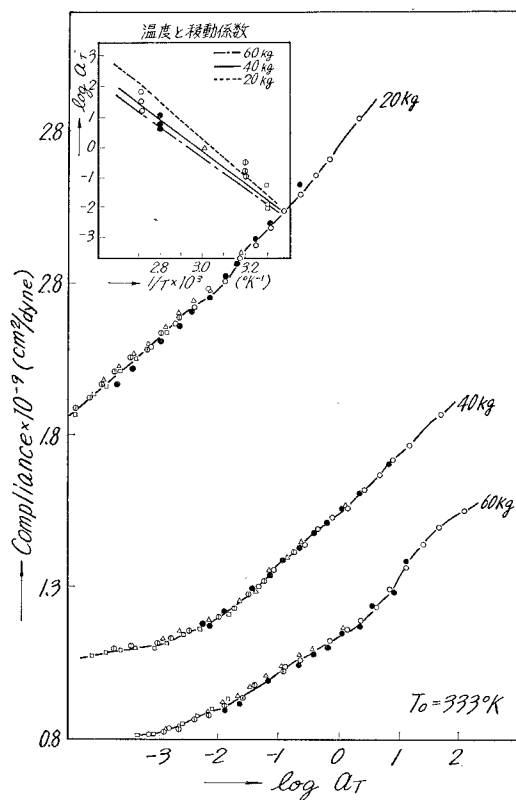


図-264 6-6-6-10 (34:33:33) 共重合ナイロンのマスターカーブ

表—9 各ナイロンの見かけの活性化エネルギー

ナイロン組成 (モル比) 6-6・6-6・10	荷 重 (kg)	見かけの活性 化エネルギー (kcal/mole)	ナイロン組成 (モル比) 6-6・6-6・10	荷 重 (kg)	見かけの活性 化エネルギー (kcal/mole)
100:0:0	20	45.6	70:0:30	20	20.4
	40	56.7		40	41.5
	60	49.7		60	59.4
70:30:0	20	34.8	80:10:10	20	25.8
	40	67.5		40	37.6
	60	88.9		60	45.8
50:50:0	20	40.7	10:80:10	20	38.5
	40	56.8		40	25.6
	60	78.4		60	42.3
30:70:0	20	60.5	10:10:80	20	20.8
	40	78.9		40	40.6
	60	90.5		60	62.1
0:100:0	20	56.3	65:20:15	20	30.1
	40	65.7		40	59.3
	60	80.4		60	49.4
0:70:30	20	23.8	40:40:20	20	31.0
	40	56.7		40	57.9
	60	80.5		60	40.5
0:50:50	20	34.8	15:65:20	20	25.6
	40	49.7		40	37.4
	60	56.9		60	49.8
0:30:70	20	20.9	20:40:40	20	30.5
	40	76.5		40	53.4
	60	58.1		60	50.7
0:0:100	20	68.3	20:15:65	20	25.8
	40	73.5		40	38.9
	60	80.7		60	49.5
30:0:70	20	37.4	40:20:40	20	21.7
	40	48.9		40	48.9
	60	61.5		60	33.3
50:0:50	20	27.8	55:30:15	20	30.1
	40	41.5		40	45.6
	60	50.8		50	61.7

ナイロン組成 (モル比) 6-6-6-6-10	荷 重 (kg)	見かけの活性 化エネルギー (kcal/mole)	ナイロン組成 (モル比) 6-6-6-6-10	荷 重 (kg)	見かけの活性 化エネルギー (kcal/mole)
30:55:15	20	28.7	30:15:55	20	28.7
	40	35.6		40	51.7
	60	44.5		60	43.5
15:55:30	20	22.4	55:15:30	20	32.5
	40	58.9		40	50.6
	60	39.6		30	73.4
15:30:55	20	22.8	34:33:33	20	33.5
	40	31.9		40	51.0
	50	50.7		60	75.7

V-8 各種組成の6-6-6-6-10共重合ナイロンの弾性率 (E_1), 粘性率 (η_3) についての三成分系図における考察

著者は28種類の6-6-6-6-10共重合ナイロンについて、荷重、温度が、弾性率、粘性率、遅延時間に及ぼす影響及び関係について考察したが、ここでは更に、組成の違いによる影響を見るために、定温、定荷重下で測定した E_1 , η_3 の値をプロットして、三成分系図を描いた (図-265~294)。

W. E. Catlin 等は、同じ6-6-6-6-10共重合ナイロンの組成を種々変え、硬度試験より得た弾性率、及び溶解性、軟化点を測定し、三成分系図を得ている。この場合には、三成分系図の中心部に行く程、弾性率、軟化点は減少し、溶解性は増すと報じているが、著者の実験においても、三成分系の外側から徐々に、 E_1 , η_3 は減少する傾向が見られる。一般に、 E_1 が減少することは好ましくないが、ナイロン樹脂は、他の高分子物質に比し、弾性率の諸因子 (例えば温度) に対する影響は小さく、成型加工時における一番の問題点は、6 ナイロン等のホモポリマーの軟化点が高いために、射出成型機のシリンダの温度分布が不均一で、その流動性を均一にすることが難しいことである。これらの図から、 E_1 の値が三成分系図の中心部に進むにつれて、それ程、変化がないのに比し、 η_3 の変化は激しく、ホモポリマーに比較して、かなり異なった値を持つ。この事は、ナイロンの流動性を増大し、低温度で成型し得ることを示している。

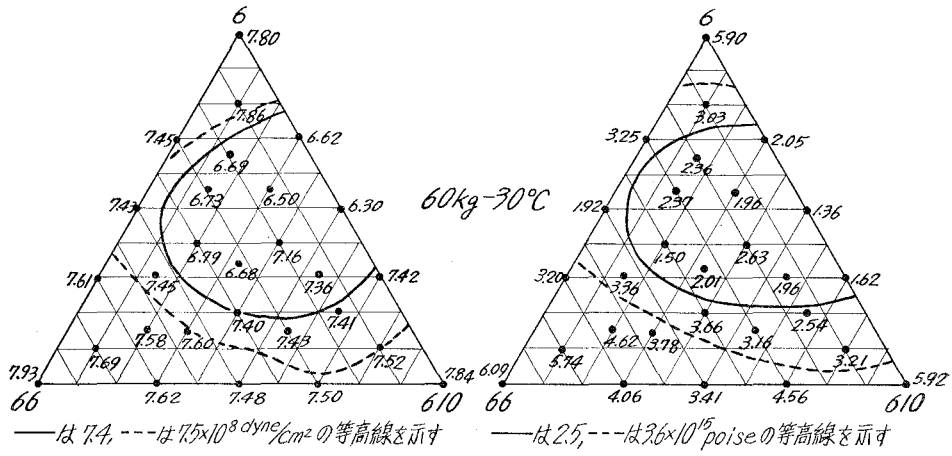


図-265 弾性率 (E_1) dyne/cm² × 10⁻⁸

図-266 粘性率 (η_3) poise × 10⁻¹⁵

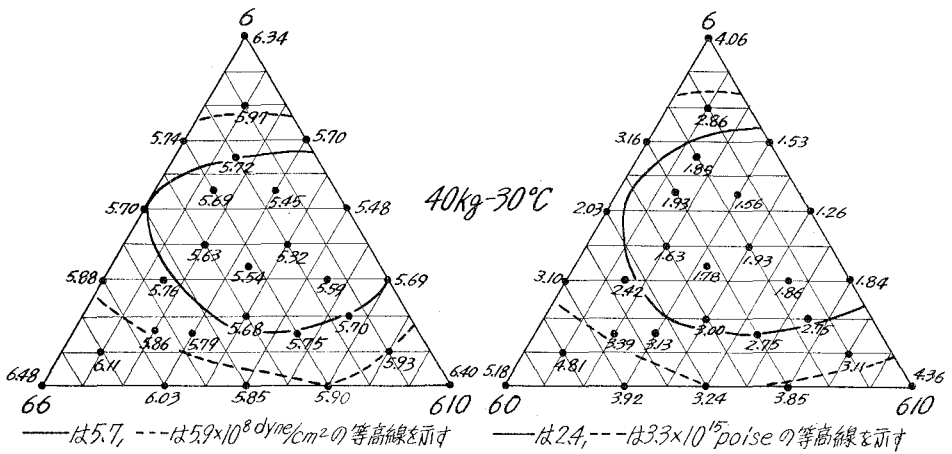


図-267 弾性率 (E_1) dyne/cm² × 10⁻⁸

図-268 粘性率 (η_3) poise × 10⁻¹⁵

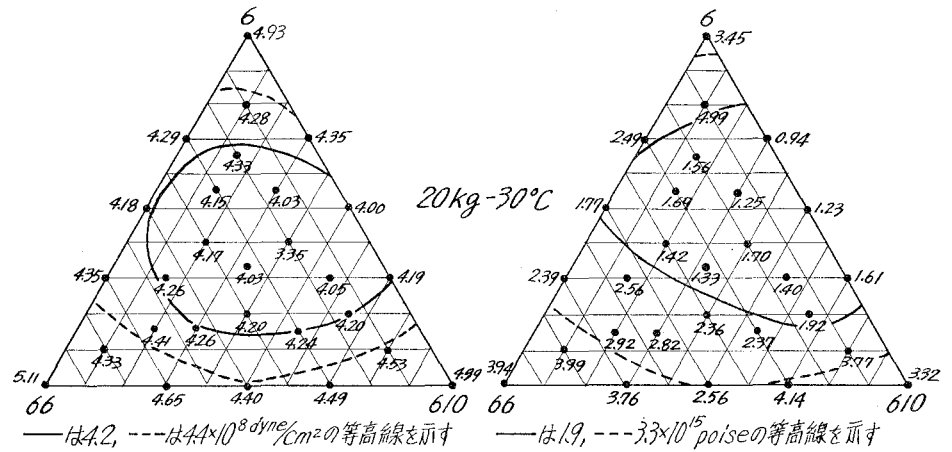
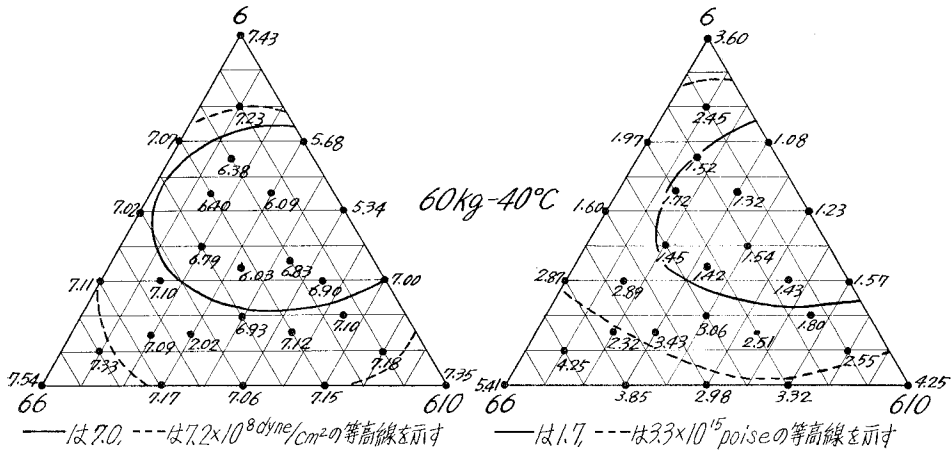
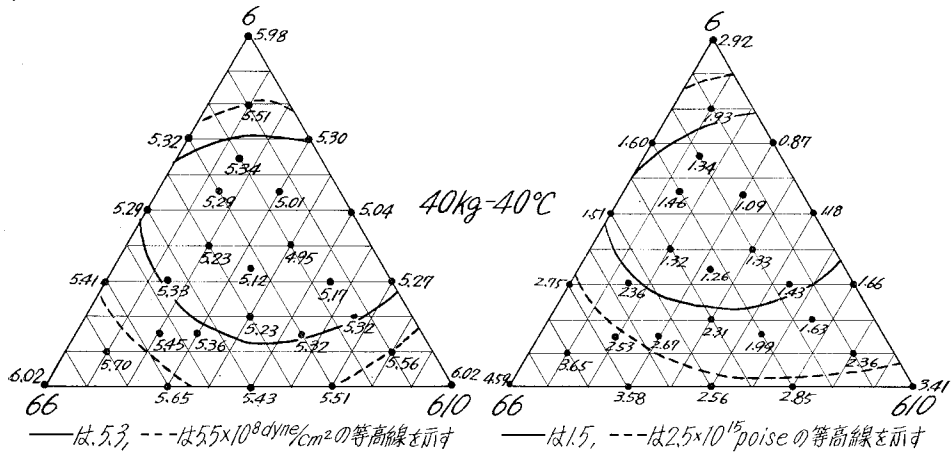
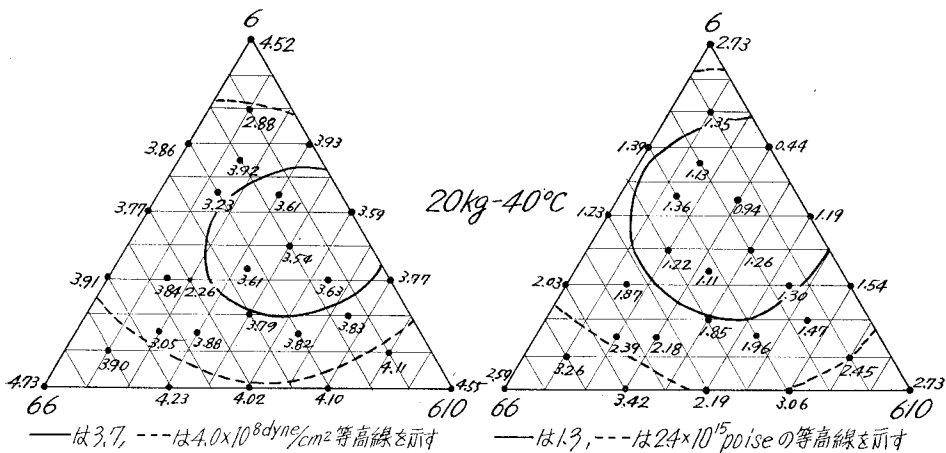


図-269 弾性率 (E_1) dyne/cm² × 10⁻⁸

図-270 粘性率 (η_3) poise × 10⁻¹⁵

図-271 弾性率 (E_1) $\text{dyne/cm}^2 \times 10^{-8}$ 図-272 粘性率 (η_3) $\text{poise} \times 10^{-15}$ 図-273 弾性率 (E_1) $\text{dyne/cm}^2 \times 10^{-8}$ 図-274 粘性率 (η_3) $\text{poise} \times 10^{-15}$ 図-275 弾性率 (E_1) $\text{dyne/cm}^2 \times 10^{-8}$ 図-276 粘性率 (η_3) $\text{poise} \times 10^{-15}$

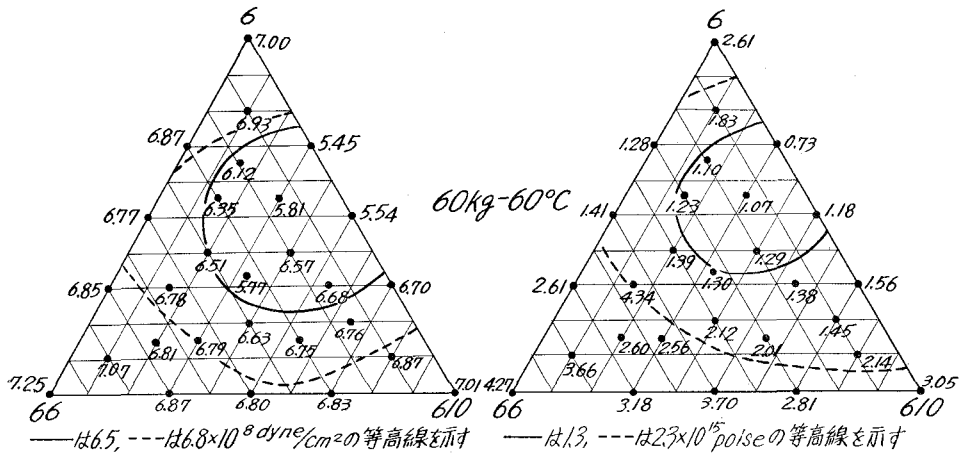


図-277 弾性率 (E_1) dyne/cm² × 10⁻⁸

図-278 粘性率 (η_3) poise × 10⁻¹⁵

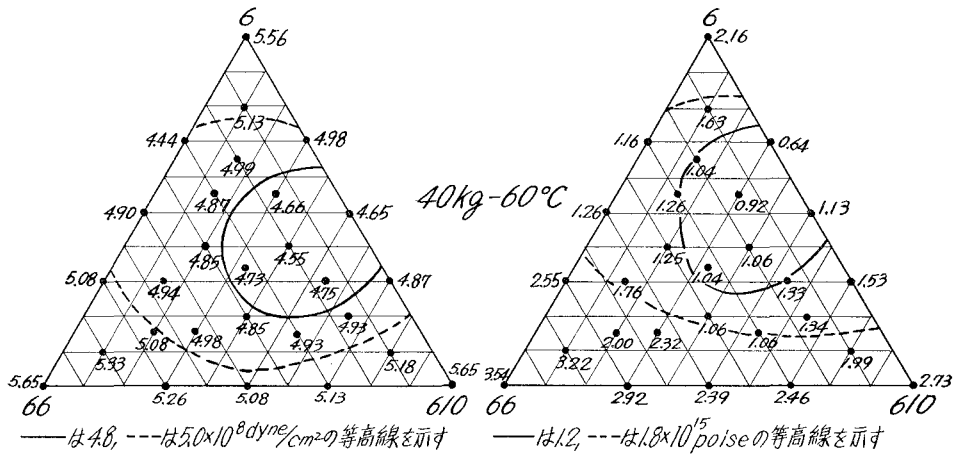


図-279 弾性率 (E_1) dyne/cm² × 10⁻⁸

図-280 粘性率 (η_3) poise × 10⁻¹⁵

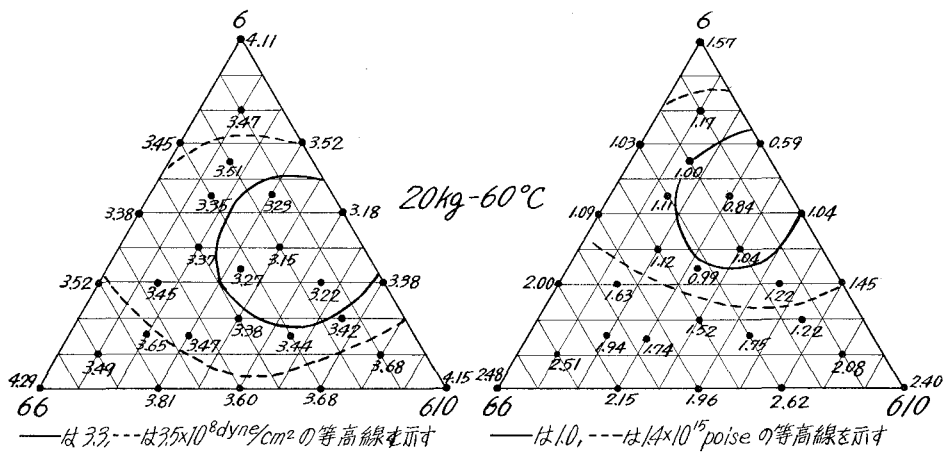
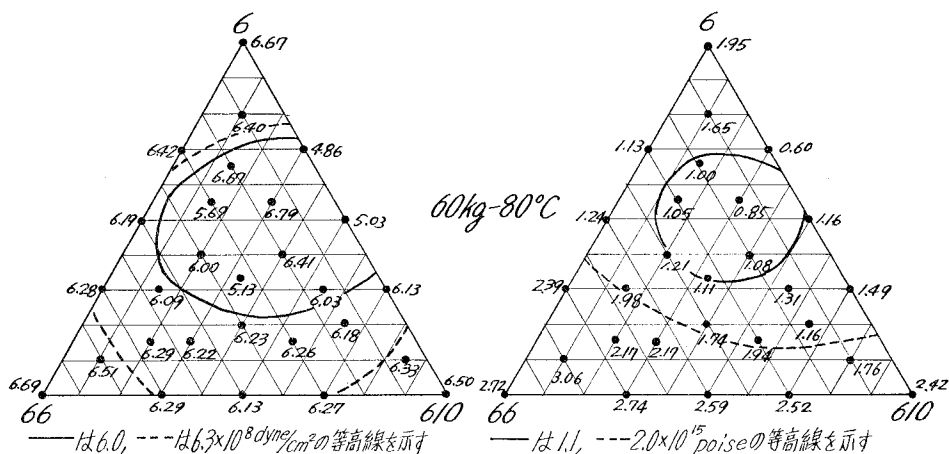
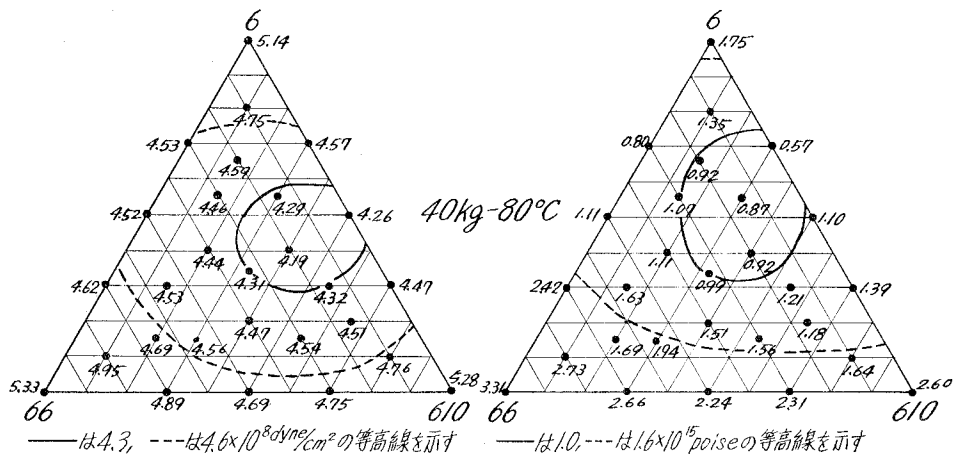
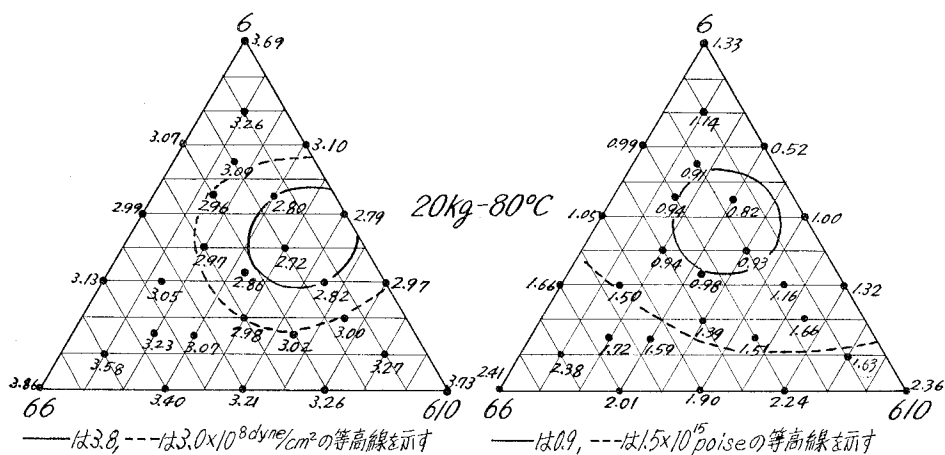


図-281 弾性率 (E_1) dyne/cm² × 10⁻⁸

図-282 粘性率 (η_3) poise × 10⁻¹⁵

図-283 弾性率 (E_1) $\text{dyne/cm}^2 \times 10^{-8}$ 図-284 粘性率 (η_3) $\text{poise} \times 10^{-15}$ 図-285 弾性率 (E_1) $\text{dyne/cm}^2 \times 10^{-8}$ 図-286 粘性率 (η_3) $\text{poise} \times 10^{-15}$ 図-287 弾性率 (E_1) $\text{dyne/cm}^2 \times 10^{-8}$ 図-288 粘性率 (η_3) $\text{poise} \times 10^{-15}$

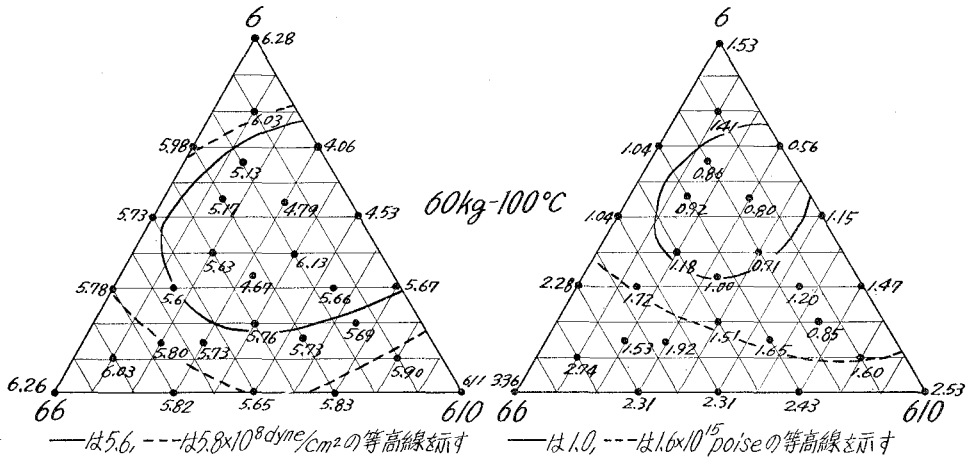


図-289 弾性率 (E_1) dyne/cm² × 10⁻⁸

図-290 粘性率 (η_3) poise × 10⁻¹⁵

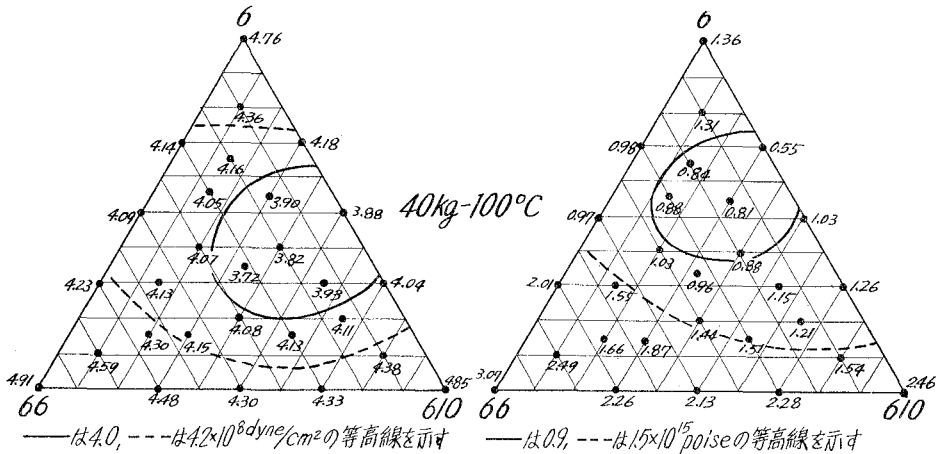


図-291 弾性率 (E_1) dyne/cm² × 10⁻⁸

図-292 粘性率 (η_3) poise × 10⁻¹⁵

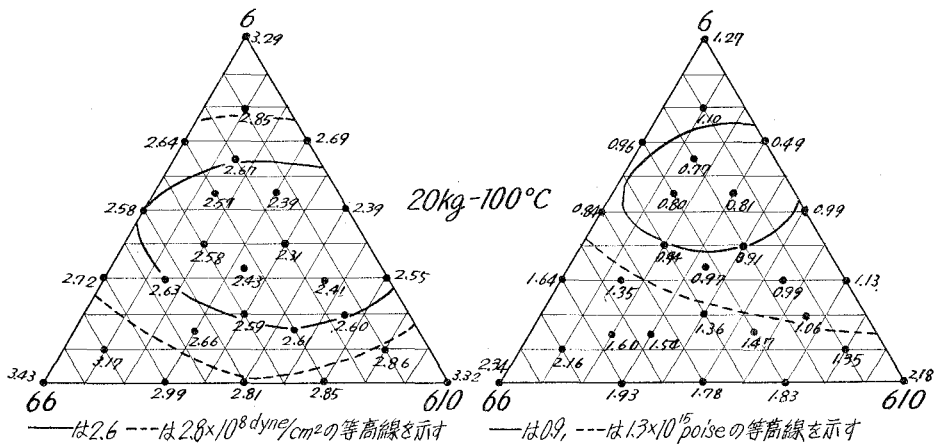


図-293 弾性率 (E_1) dyne/cm² × 10⁻⁸

図-294 粘性率 (η_3) poise × 10⁻¹⁵

V-9 遅延分布函数

ここに使用された四要素モデルによって、クリープ曲線の持つ特徴の大部分は説明されるが、実際にはいかなる材料のクリープ曲線も、唯一の遅延時間を持つモデルで表わされる程簡単ではない。クリープは単純模型の場合のように、一桁の時間内で起ることはなく、いく桁にもわたって起る。実在する材料は、いく桁かの時間範囲に分布した数多くの遅延時間を持っている。

遅延時間の分布を正確に計算する事は繁雑で、時間のかかる仕事であるので、これには簡単な近似法が存在する。

その方法によれば、クリープ曲線の勾配を、 $\log t$ に対してプロットすればよい。遅延時間の分布を表わす函数は $L(\tau)$ で、これは次式で近似化される。

$$L(\tau) = d/d \ln t [Jt] = 1/2.303 d/d \log t (J(t))$$

著者は V-7 で得られた合成曲線の各時間における勾配を求めて、図-295~322 を得た。図

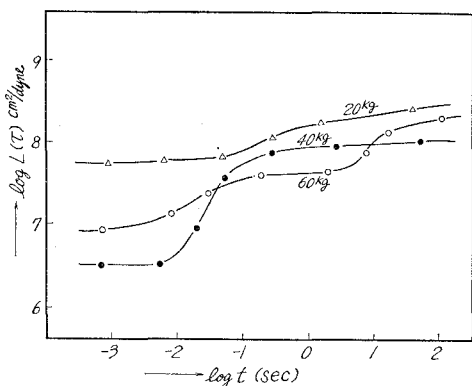


図-295 6-6-6-6-10 (34:33:33) 共重合
ナイロン遅延分布函数

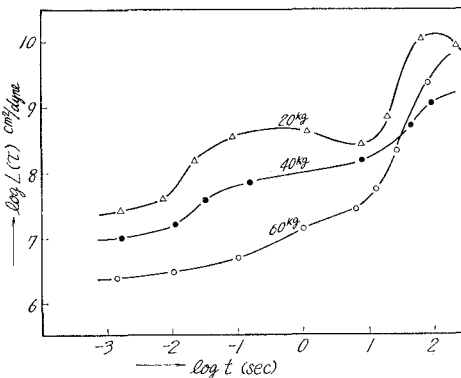


図-296 6-6-6-6-10 (100:0:0) 共重合
ナイロン遅延分布函数

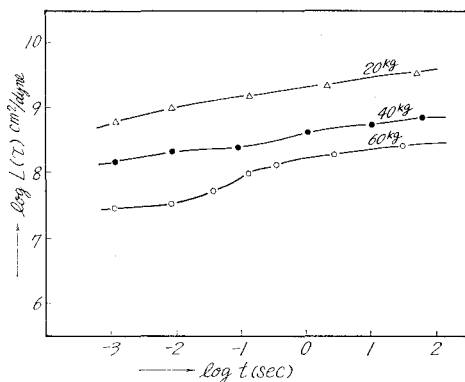


図-297 6-6-6-6-10 (70:30:0) 共重合
ナイロン遅延分布函数

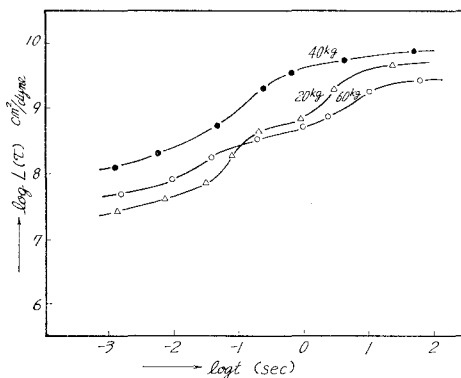
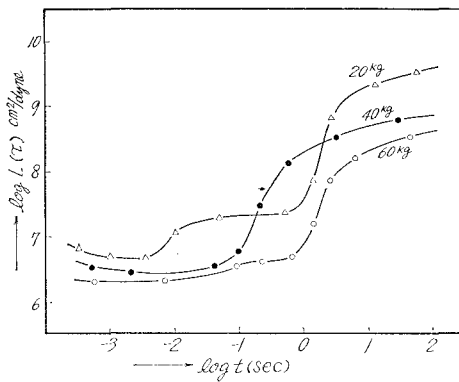
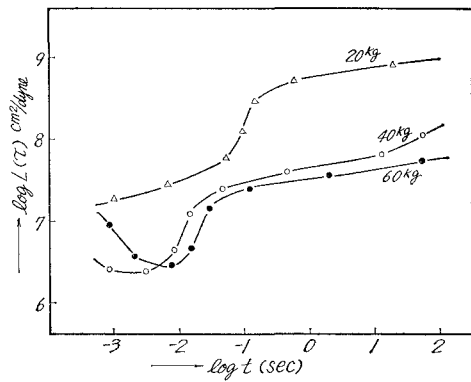


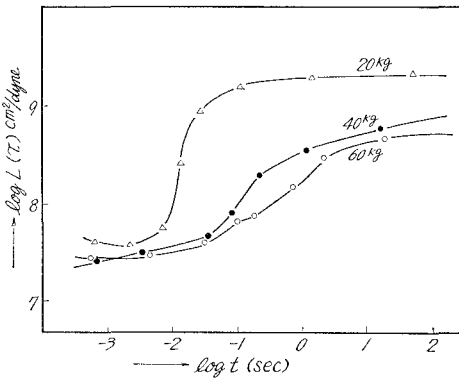
図-298 6-6-6-6-10 (50:50:0) 共重合
ナイロン遅延分布函数



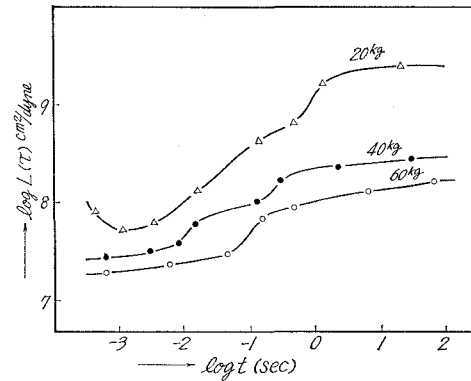
図—299 6-6-6-6-10 (30:70:0) 共重合
ナイロン遅延分布函数



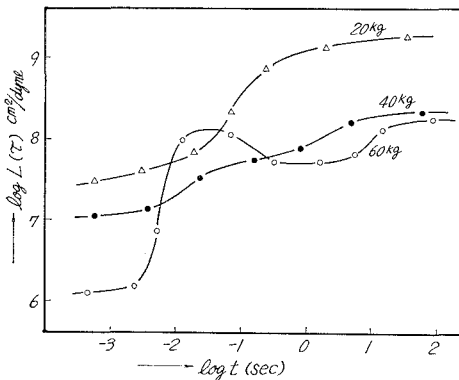
図—300 6-6-6-6-10 (0:100:0) 共重合
ナイロン遅延分布函数



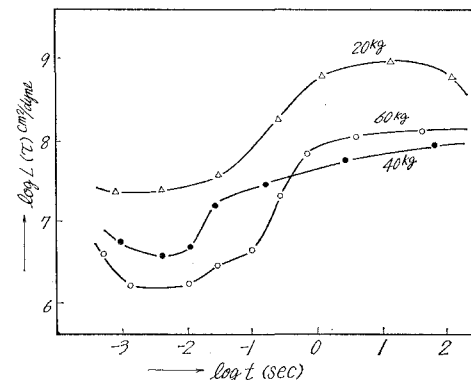
図—301 6-6-6-6-10 (0:70:30) 共重合
ナイロン遅延分布函数



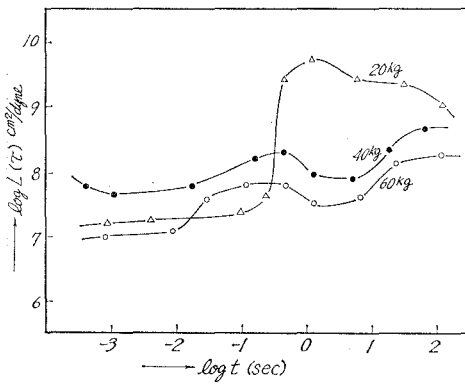
図—302 6-6-6-6-10 (0:50:50) 共重合
ナイロン遅延分布函数



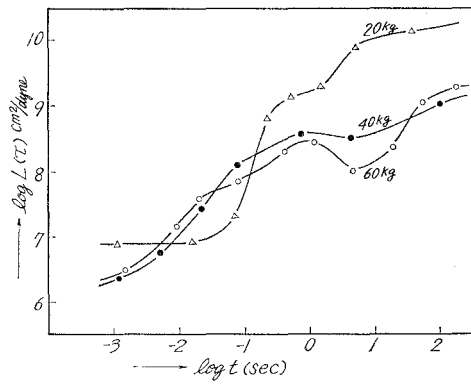
図—303 6-6-6-6-10 (0:30:70) 共重合
ナイロン遅延分布函数



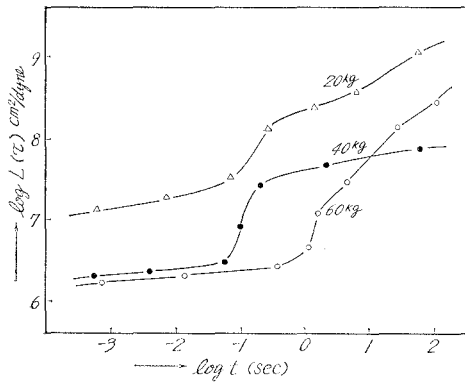
図—304 6-6-6-6-10 (0:0:100) 共重合
ナイロン遅延分布函数



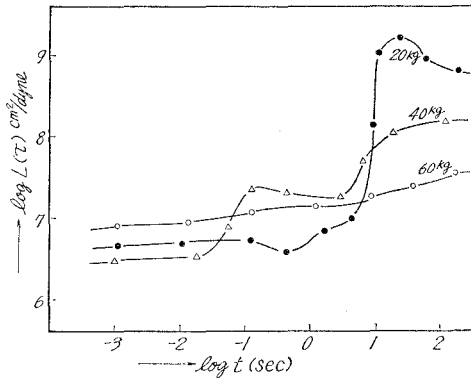
図—305 6-6-6-6-10 (30:0:70) 共重合
ナイロン遅延分布函数



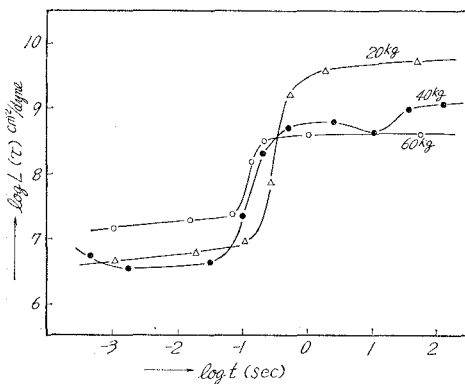
図—306 6-6-6-6-10 (50:0:50) 共重合
ナイロン遅延分布函数



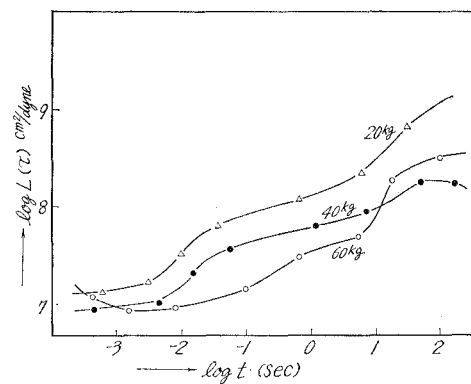
図—307 6-6-6-6-10 (70:0:30) 共重合
ナイロン遅延分布函数



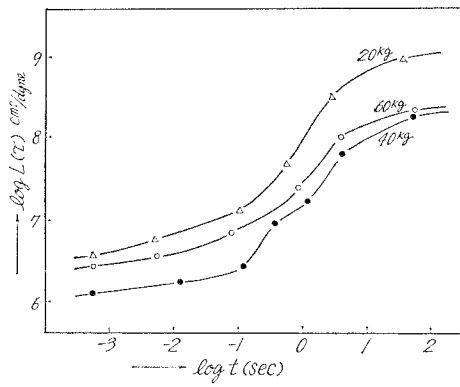
図—308 6-6-6-6-10 (80:10:10) 共重合
ナイロン遅延分布函数



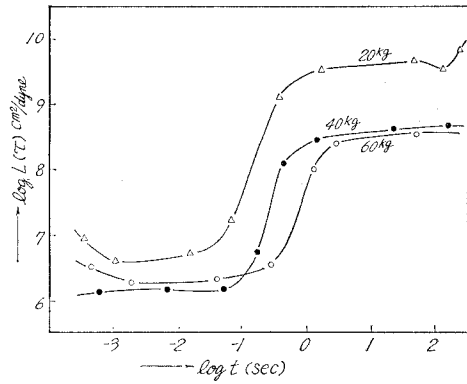
図—309 6-6-6-6-10 (10:80:10) 共重合
ナイロン遅延分布函数



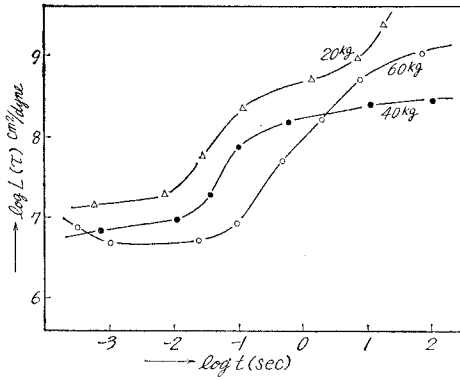
図—310 6-6-6-6-10 (10:10:80) 共重合
ナイロン遅延分布函数



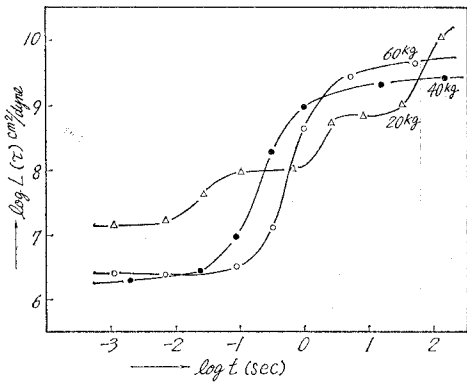
図—311 6-6-6-10 (65:20:15) 共重合
ナイロン遅延分布函数



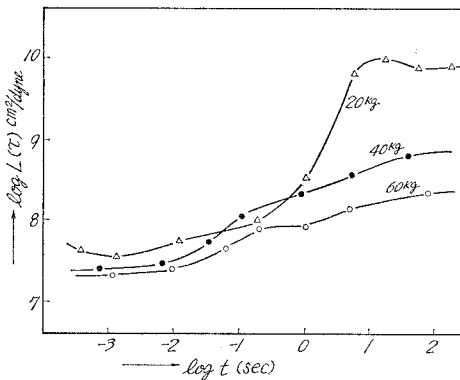
図—312 6-6-6-10 (40:40:20) 共重合
ナイロン遅延分布函数



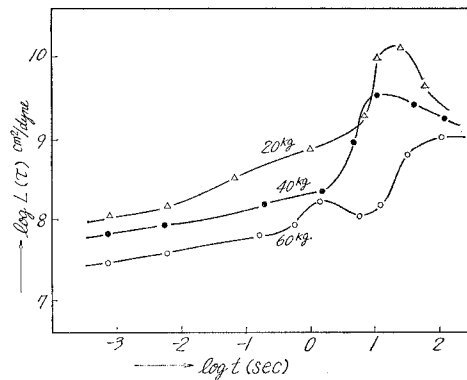
図—313 6-6-6-10 (15:65:20) 共重合
ナイロン遅延分布函数



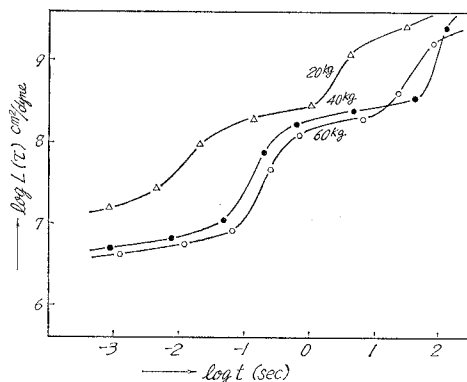
図—314 6-6-6-10 (20:40:40) 共重合
ナイロン遅延分布函数



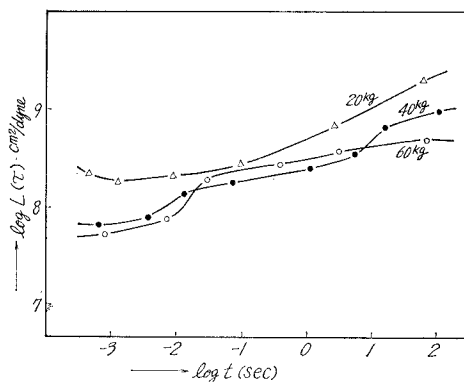
図—315 6-6-6-10 (20:15:65) 共重合
ナイロン遅延分布函数



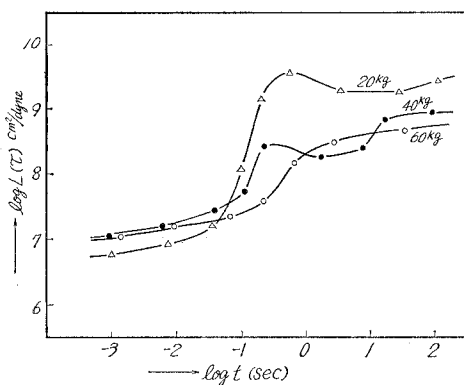
図—316 6-6-6-10 (40:20:40) 共重合
ナイロン遅延分布函数



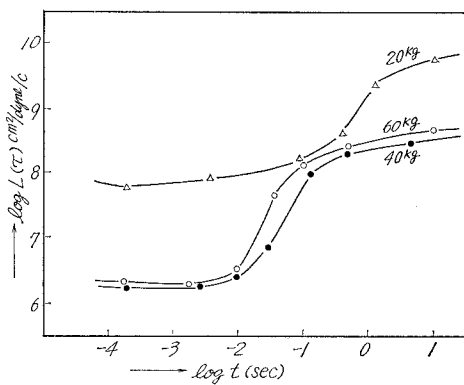
図—317 6-6-6-6-10 (55:30:15) 共重合
ナイロン遅延分布函数



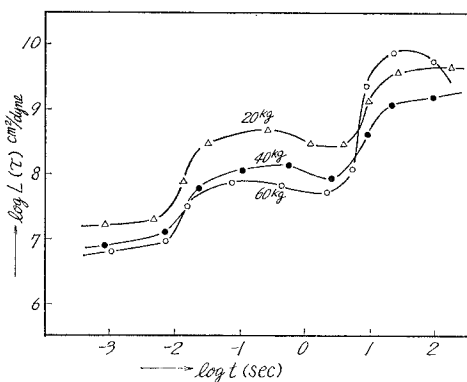
図—318 6-6-6-6-10 (30:55:15) 共重合
ナイロン遅延分布函数



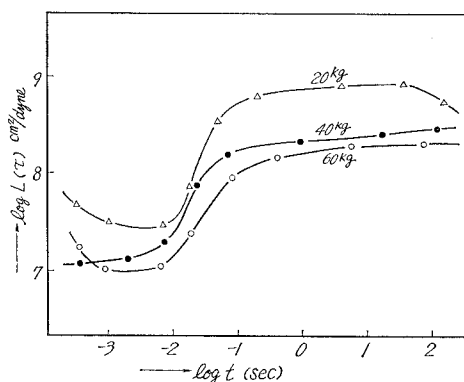
図—319 6-6-6-6-10 (15:55:30) 共重合
ナイロン遅延分布函数



図—320 6-6-6-6-10 (15:30:55) 共重合
ナイロン遅延分布函数



図—321 6-6-6-6-10 (30:15:55) 共重合
ナイロン遅延分布函数



図—322 6-6-6-6-10 (55:15:30) 共重合
ナイロン遅延分布函数

で勾配の急なところほど、遅延時間が他のところより数多く存在している。

VI. 結 語

以上、著者は当実験室で合成した 28 種類の 6-6・6-6・10 共重合ナイロンを試料として、射出成型機により円柱状に金型成型したものを parallel plate plastometer にかけて、温度荷重一定の場合について、弾性、粘弾性、粘性の各部から、 E_1 , E_2 , η_2 , η_3 の絶対値を出し、それらと温度及び荷重との関係を求め、更にナイロンの粘弾性要素の時間による性質を示す遅延時間と温度との関係を式によって表わすことが出来、各ナイロンの特性を比較検討した。最終的に著者は、荷重一定、時間に対するコンプライアンスの合成曲線を作成し、総じて比較的良好に、合成曲線を描き得ることを確認した。又、合成曲線から、その遅延分布函数を求めることが出来た。成型加工性の検討には、弾性率、粘性率についての三成分系図を描くことにより、共重合モル比が等モル比に近くなるにつれて、流動状態が極めて良好になることも確認された。これらの結果は、ナイロン共重合体が高分子材料としての成型加工性の点から、充分有効に使用され得ると考える。

最後にこの実験に終始協力された帰山明俊君に感謝の意を表する。

(昭和 44 年 4 月 4 日、日本化学会、第 22 年会講演発表—東京都 サンケイホール会場)

(昭和 44 年 4 月 25 日受理)

文 献

- 1) W. M. Gearhart, W. D. Kennedy: Ind. Eng. Chem., **41**, 695 (1949).
- 2) 高分子学会レオロジー委員会: レオロジー測定法, p. 111 (共立社).
- 3) 小野重治訳: 高分子の力学的性質, p. 151 (化学同人).
- 4) 中川鶴太郎: レオロジー, p. 405 (みすず).
- 5) 星野敏雄訳: 高分子合成法, p. 53 (朝倉).
- 6) 星野敏雄訳: 高分子合成法, p. 61 (朝倉).
- 7) 鶴田基弘: プラスチック材料講座 9, p. 49 (日刊工業新聞).
- 8) W. E. Catlinet.: J. Polym. Sci., **8**, 412 (1947).
- 9) 高分子実験学講座 6, p. 67 (共立).
- 10) 高分子実験学講座 6, p. 121 (共立).
- 11) 井上友治: 日化, **75**, 1158 (1958).
- 12) 河合 徹: 実験化学講座 8 上, p. 43 (共立).
- 13) R. E. Montanna, L. T. Jilk.: J. Phys. Chem., **45**, 1374 (1941).
- 14) 石川・河合: 工化, **55**, 736 (1952).
- 15) 高分子実験学講座 6, p. 111 (共立).
- 16) W. R. Krigbraumet: J. Am. Chem. Soc., **75**, 1775 (1953).
- 17) 星野敏雄訳: 高分子合成法, p. 113 (朝倉).
- 18) Cora W. Ayers: J. appl. chem., **4**, 444 (1954).
- 19) Cora W. Ayers: Analyst., **78**, 382 (1953).

- 20) 島内武彦； 赤外線吸収スペクトル解析法 (南江堂).
- 21) 化学増刊 27: “共重合体の合成と物性”, p. 59 (化学同人).
- 22) 井本立也: レオロジー入門, p. 114 (化学).
- 23) 神岡 周・他: 高分子実験学講座 3, p. 164 (共立).

6-6 ナイロン及び 6-10 ナイロンの 定荷重下におけるレオロジー

小松 藤男・八幡 寿雄
東海林幸義・大場 允雄

Rheology of 6-6 and 6-10 Nylon Using a Parallel Plate Plastometer

Fujio Komatsu, Toshiyo Yahata, Takayoshi Shoji
and Mitsuo Oba

Abstract

In the previous report, to utilize 6-Nylon such as chemical plant material, we studied its rheology by the method of static measurement. Recently, in connection with that, using a parallel plate plastometer, we have studied rheology of 6-6 and 6-10 Nylon, and obtained the parts of viscosity, viscoelasticity and elasticity.

From the result, the equation of relation between delayed time and temperature has been able to obtain. Furthermore, we have tried to obtain the master curves with compliance for time and temperature. As the result, in the each case of 20 kg and 60 kg loading for 6-6 Nylon and of 40 kg and 60 kg loading for 6-10 Nylon, it has been shown for us that the time-temperature superposition principle of compliance was held.

I. 緒 言

最近ナイロン等の高分子が装置材料として利用される頻度が増大しつつある。現在製造されているナイロンは主として6-ナイロン¹⁾, 6-6-ナイロン²⁾, 6-10 ナイロン³⁾, 11-ナイロン⁴⁾, 6-6-6 ナイロン⁵⁾, 6-6-10 ナイロン⁶⁾, 6-6-6-6-10 共重合ナイロン⁷⁾, 4-ナイロン⁸⁾ 等であるが, 各国の技術及び入手原料により上記のいずれかが製造されている場合が多い。我が国では, 主として6-ナイロンが主として工業化されていたが, 最近では, これに次いで, 6-6 ナイロン, 6-10 ナイロンが工業化されており, 将来は, 8-ナイロン⁹⁾, 9-ナイロン¹⁰⁾, 12-ナイロン^{11), 12)} 等のポリアミドも工業化され, プラスチックスとしての重要な位置を占める日も遠くないと予想される。

6-ナイロンは光ニトロソ化法¹³⁾ (東洋レーヨン株式会社) が工業化されて以来, コストダウンが行なわれ, 今後繊維としてよりも, 装置材料として利用されることが増えると期待されることから, その物性が前報¹⁴⁾ において求められた。さらに, 6-6 ナイロン, 6-6-10 ナイロン,

6-6・6-6-10 共重合ナイロン, 11 ナイロンについても, 同様なことが期待される。特に, 6-6 ナイロン, 6-10 ナイロンは現今さらにコストダウンが計画されつつある¹⁵⁾ 状況にある。

高分子を装置材料として使用する場合最も重要な事は, 「材料の変形」ということである。

従来, 高分子物性である弾性, 粘弾性, 粘性はそれぞれ単独に, それぞれの試験装置により求められ, 非常に不便であった。その上, 現今まで, プラスチックとしての特徴である荷重, 時間, 温度と歪との関係, 即ちそのレオロジーについての研究が, 余り行なわれていなかった。従って, 著者は, 6-ナイロンについて行なわれた手法により, 6-6 ナイロン, 6-10 ナイロンについて, 弾性, 粘弾性, 粘性の三つの部分を同時に究明しようとした。

そこで, 著者は, 東洋レーヨン社製 6-6-ナイロン, 6-10 ナイロンについて, Parallel Plate Pastometer を用い, 無縁型法により, 室温 \sim 180°C, 20 \sim 60 kg \sim 450 kg 下における変形 \sim 時間の関係から, Dienes¹⁶⁾ の式を拡張した式により, 弾性, 粘弾性及び粘性部分並びにそれらの絶対値を求め, さらに遅延時間と温度との関係式を見出し, これらの結果から, 合成曲線を作成して各ナイロンについて, 温度 \cdot 時間換算則の成立の可否を比較検討し, ナイロンが装置材料としての利用が今後においてより効果的になされるために本研究が行なわれた。

II. 実験方法

II-1 実験装置

実験装置として図-1の(a), (b)に示されるような Parallel Plate Plastometer (東洋精機製作所製) が使用された。(a)の機械は室温から200°Cまで加熱出来, 温度の調節はバイメタル方式によって行なわれる。又荷重は0 \sim 60 kgまで利用出来る。所定の状態に調節ののち, ハンドル⑤を廻し, 試料の高さに応じてアンビル間を定め, 試料を試料台にのせ, レバー⑭を下げ, 徐々に荷重を加え, 試料の高さ(h)の減少をダイヤル⑧により観測する。(b)の機械は荷

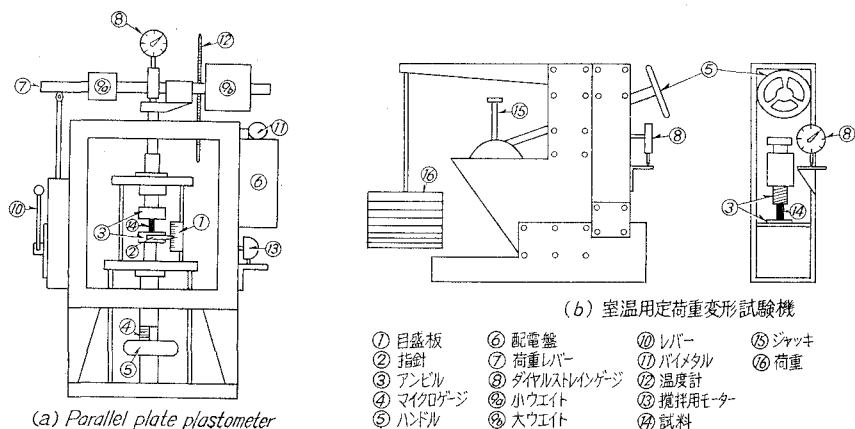


図-1 実験装置

重を 450~45 kg まで変えることが出来ることになっており、ジャッキ ⑮ で荷重の錘 ⑯ を持ち上げ、無負荷状態にして、試料の高さに応じ、アンビル ③ 間を調節し、ジャッキを下げて試料に荷重をかけ、その高さ (h) の減少をダイヤルゲージ ⑧ により観測する。

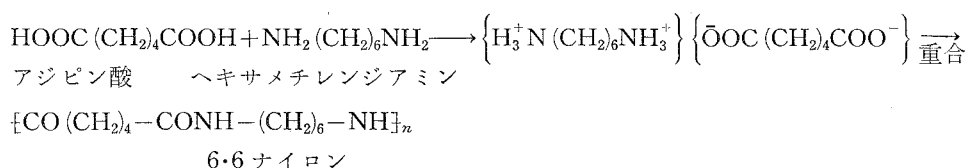
(a), (b) ともにダイヤルストレインゲージの精度は 1/100 mm である。

II-2 実験試料

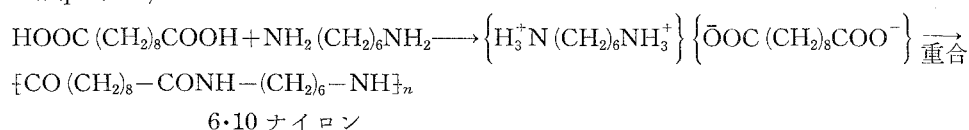
実験に供した試料は東洋レーヨン株式会社製の 6・6 ナイロン (重合度 290), 6-10 ナイロン (重合度 78) である。

6・6 ナイロン²⁾ はアジピン酸とヘキサメチレンジアミン、6・10 ナイロン³⁾ はセバチン酸とヘキサメチレンジアミンを、夫々原料として、水分子がとれて重合する縮合重合反応により得られたものである。

- ① 6-6 ナイロン (85% ギ酸で再結晶して精製: m.p 265°C)



- ② 6-10 ナイロン (m-クレゾールを良溶媒, メタノールを貧溶媒として沈澱法により精製; m.p 230°C)



ナイロンは一般に吸水性であり、含水量がすべての機械的性質に影響をあたえることが知られており¹⁷⁾, さらに成型時には融けたナイロンが発泡して成型品に気泡を生じて、順調な成型操作が出来なくなることを防ぐために、試料は予め、減圧乾燥器にて真空度 760 mmHg, 温度 26°C に保ち、脱水乾燥して成型の際に、その中より試料をとり出し、直ちに成型された。又得られた成型品も同じ条件で実験装置にかけるまで保存された。東洋レーヨン製の 6・10-ナイロンと、実験室において、重合反応によって得られたものとは条件によっては変わらぬものが得られたが、実際には、東洋レーヨン製が用いられた。この重合度は沈降平衡法で測定されたものである。又 6・6 ナイロンは著者等により、25°C で 85% ギ酸を溶媒として、固有粘度 $[\eta]$ を求め、 $pm=34300$ $[\eta]$ ^{18),19)} より p 重合度を求めた。但し、 m は繰り返し単位当りの分子量である。

II-3 試料の成型加工

円柱型の試料²⁰⁾を成型するために、著者等は、図-2(a)のような射出成型機(山城精機製作所製)を使用した。

成型操作としては、スイッチ⑩により、油タンク⑬中の油を少量モーターで油管⑫に送って、次にヒータースイッチ⑪を入れて試料の最適融解温度になるまでスライダック⑧で調節する。所定温度に保って後、ハンドル⑦を廻し、上下の金型②を完全に合せる。射出圧力は油圧計⑬を見ながら、バルブ⑮の開閉とレバー⑩により調節できる。最大許容油圧は 50 kg/cm^2 で射出圧はその 20 倍の力がかかる。試料は⑤より入れ、レバー⑩を作動せしめプランジャ③を下げて、融解プラスチックを金型に入れさせ、ある冷却時間の後、プランジャを戻し、ハンドルを廻して金型を開くことにより成型品を得ることが出来る。

従って、射出成型のサイクルを要約して、(1) 金型が閉じる。(2) プランジャが前進して金型に試料を充填する。(3) プランジャが後退し試料を加熱シリンダーに供給する。(4) 一定時間金型中にて冷却されてから金型が開き、成型品をとるという工程の繰返しとなる。6-6 ナイロン、6-10 ナイロンについての各成型サイクルは、図-3 に与えられる。

図-3 はプランジャーが前進を始めてから、金型が冷却を終えて開く迄の金型にかかる圧力の変化を時間で示したものである。

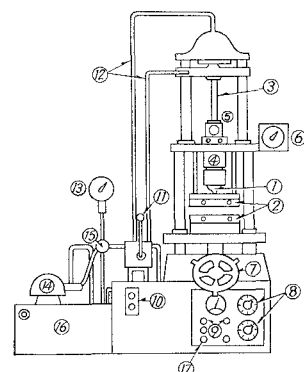
成型品に気泡やへこみを生じなくするためには、上記の射出成型サイクル、さらに表-1 に示される成型加工条件が最も良かった。

表-1 試料の成型加工条件

試料	射出温度 (°C)	射出圧力 (kg/cm^2)	金型温度 (°C)	収縮率 (%)	
				高さ	径
6-6 ナイロン	265~280	760	80~120	0.5~0.6	0.2~0.6
6-10 ナイロン	230~260	760	80~120	0.3~0.4	0.2~0.4

尚、収縮率は成型直後の高さ、径、1 週間放置し、ほぼ、収縮状態が平衡と見做し、その時の高さ、径より計算により求めた。

ナイロンは固体状態において、分子の一部は規則正しく結晶構造を有しており、結晶構造の他は、いわゆる非結晶部分である。また、一つの分子は、その一部が結晶部分に、他の一部が非結晶部分にあるという構成をとっており、ナイロンの機械的性質は、この結晶部分及び非



- ① シリンダー ⑦ ハンドル ⑬ 油圧計
 ② 金型 ⑧ スライダック ⑭ モーター
 ③ プランジャー ⑨ ヒューズ ⑮ バルブ
 ④ ヒータ (47kW 240V) ⑩ スイッチ ⑯ 油タンク (55L)
 ⑤ 試料投入口 ⑪ レバー ⑰ ヒータースイッチ
 ⑥ 温度指示計 ⑫ 油管

図-2 射出成型機 (V-2 型)

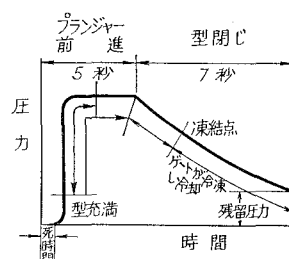


図-3 成型サイクル

結晶部分の両者に負うという事が既に知られている²¹⁾。従って、同じ成型加工条件をもったサイクルで射出成型を行なっても、結晶形態はナイロンが冷却される時の状態により定まるので必ずしも同一の結晶化度密度を持った成型品を得るとは限らない。

本実験では、成型機中で、融解温度から金型温度に試料が急冷されたのち、その成型品を空気中にて約 1 時間徐冷し約一昼夜、減圧乾燥器中に保存した後、試料の密度あるいは結晶化度を測定し、同じようなものを選んで、実験装置に用いられる試料とした。

本実験に使用した各ナイロンの 25°C における密度及び結晶化度は表-2 に示される。

表-2 各ナイロンの密度及び結晶化度 (25°C)

試料	密度 (g/cm ³)	結晶化度
6-6 ナイロン	1.12~1.13	21.4~21.5
6-10 ナイロン	1.05~1.06	7.5~10.0

表-3 各ナイロンの平均高さと径

試料	高さ (cm)	径 (cm)
6-6 ナイロン	1.0	1.0
6-10 ナイロン	1.0	1.0

密度の測定法は浮沈法²¹⁾により、各ナイロンとも、溶媒として四塩化炭素、99% エタノールを使用した。結晶化度の測定は、密度法により²²⁾

$$\alpha = d_c(d - d_a)/d(d_c - d_a) \times 100\% \quad (1)$$

(1) 式から、結晶化度 α を算出した。ここで、 d は、一定温度においての試料全体、 d_c は結晶部分、 d_a は無定形部分の密度で、本実験では d_c 、 d_a は、25°C における文献²³⁾ を利用した。

又、成型によって得られた試料は、表-1 に示される通り、若干の収縮があることから、成型後に真空乾燥器にて保存した後、実験装置に用いる直前に試料をとり出し、サンドペーパー(180 番)を用いて高さ、径を統一し実験に共した。表-3 に実験に供された試料の平均高さ、径が示された。

II-4 測定原理

高分子に圧縮力が加わった場合、その変形曲線は図-4(a) のようになる。この変形は一般に図-4(b) の四要素モデル¹⁶⁾ で説明される。即ち四要素モデルの中で、開いたバネ (E_1) は真の弾性で、図-5(a) の CO 部、平行なバネ (E_2) とダッシュポット (η_2) の組合せは粘弾性を表わし、図-4(a) の BC 部に相当する。また、AB は外部粘性部になる。これらから全体の伸びを表わす式は Dienes の式¹⁶⁾ で示されるが、この式については、

(1) 物質が非圧縮性 (2) 流れはニュートン性 (3) 流れはきわめて遅い (4) アンビルより試料がはみ出さない (無縁型)

以上の 4 項目を条件としているが、実験条件では、ほぼ、この 4 点を満足していると考えて、Dienes の式をそのまま利用し、従って四要素モデルの理論に従って解析した。

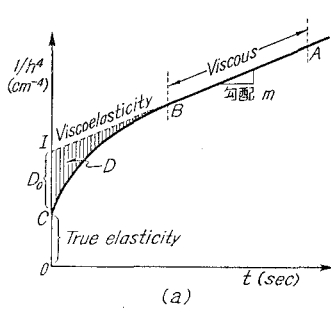
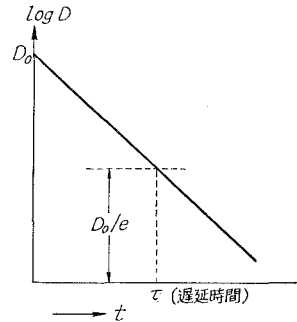


図-4 クリープ曲線と四要素モデル

図-5 $\log D$ と t との関係

アンビルより試料がはみ出さない場合、いわゆる無縁型では、Dienes の式は (2) で示される。

$$1/h^4 = (8\pi F/3V^2)(1/\eta)t + c \quad (2)$$

(2) 式で $1/h^4$ と t とは、他の因子が一定であれば比例する。 F は加える力で、一定温度では完全に $1/h^4$ と t とは比例する。この関係から直線が引かれ、その勾配 m は、

$$m(\text{cm}^{-4} \text{sec}^{-1}) = (8\pi F/3V^2)(1/\eta) \quad (3)$$

従って

$$\eta = 8.21 \times 10^6 \times W/mV^2 \quad (4)$$

これより、外部粘性率は勾配 m (図-4(a) の m に相当する) を求め、 V , W を (3) 式に代入することにより求められる。さらに Dienes の式を四要素モデルに拡張し、粘弾性項と同時に粘弾性弾性項を含めたものが表-4 に示される。表-4、

図-4(b) においては、

- η_3 : 外部粘性率 (poise)
- η_2 : 内部粘性率 (poise)
- E_1 : 純弾性部分の弾性率 (dyne/cm²)
- E_2 : 内部弾性率 (dyne/cm²)
- τ : 遅延時間 (sec)
- V : 試料の体積 (cm³)

を表わしている。

図-4(a) のクリープ曲線で、AB の延長が $1/h^4$ 軸と交わる点を I とし、IC の時分を D_0 とおくと、 D_0 は遅延時間 $\tau=0$ のときの粘弾性部分を示す。ICB の

面積を縦軸に沿って切り、この曲線 BC と直線 ABI との差を計算し、これを時間に対して片対数用紙にプロットすると、ほとんど直線を形成する。それを縦軸まで延長し、 D_0 で切るが、このグラフで D_0/e に相当する部分の観測時間 t が遅延時間となる。これは図-5 に示される。

表-4 Dienes の拡張式と各実数の算出式

$K(1/h^4) = \underbrace{1/E_1 + 1/E_2(1 - e^{-t/\tau})}_{\text{弾性項}} + \underbrace{\frac{1}{\eta_3} t}_{\text{粘性項}}$		
$1/K = 8\pi F/3V^2$		
$K = 3V^2/8\pi F = V^2 \times 10^{-6}/8.21 W$		
$\eta_3 = 1/Km$		
$E_1 = 1/K(I - D_0)$		
$E_2 = 1/KD_0$ ($\tau=0$ のとき)		
$\tau = t$ ($D = D_0/e$ のとき)		
$\eta_2 = E_2\tau$		

従って、著者等は、以上のような方法により、四要素モデルにおける各定数を算出し、そのレオロジーを究明した。

II-5 実験方法

6-10 ナイロン、6-6 ナイロンを円柱型に射出成型し、高さ、径が表-3 に示される寸法のものが試料として使用された。これを Parallel Plate Plastometer にかけ、定荷重 (270 kg, 350 kg, 450 kg 並びに 20 kg,

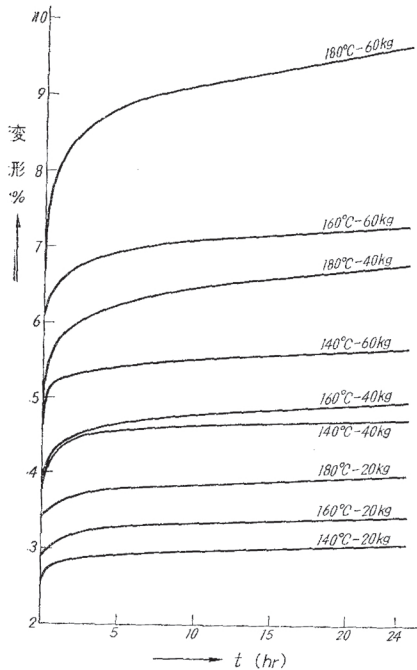


図-6 6-10 ナイロンの変形 % と時間の関係

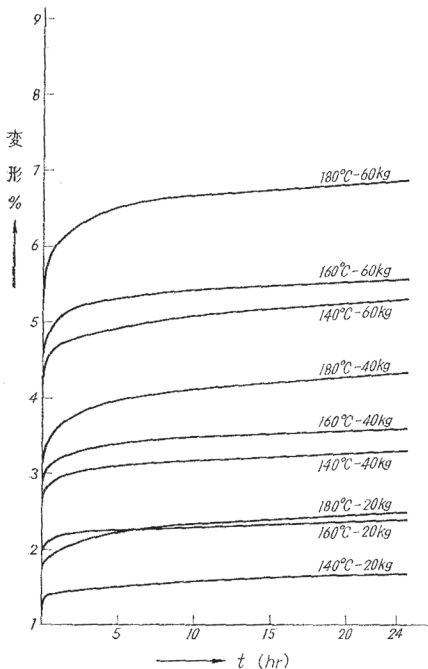


図-7 6-6 ナイロンの変形 % と時間の関係

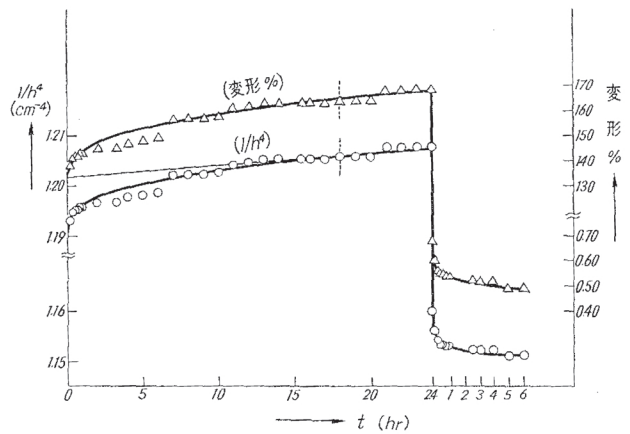


図-8 6-6 ナイロンの時間に対する変形 % 及び $1/h^4$ の関係 (140°C-20 kg)

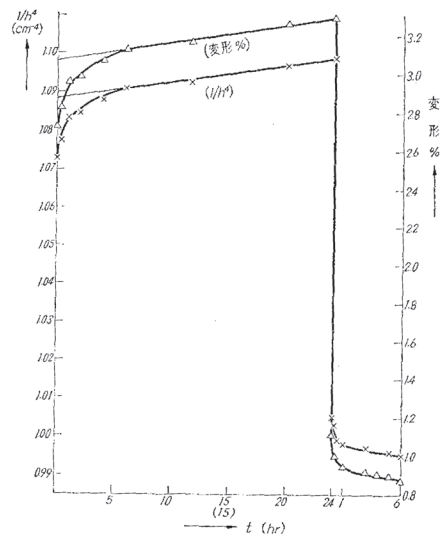


図-9 6-6 ナイロンの時間に対する変形 % 及び $1/h^4$ の関係 (140°C-40 kg)

40 kg, 60 kg) において, 室温並びに 140°C, 160°C, 180°C おける試料の高さ h の変形 (%) ~ 時間, $1/h^4 \sim t$ をプロットし, II-4 に述べた原理に従い, 弾性, 粘弾性, 粘性の部分並びにそれぞれの絶対値を求めた。又, これらの測定値を用いて, コンプライアンスを算出し, 温度, 時間に関するコンプライアンスの合成曲線の作成を試みた。

III. 実験結果

6・6 ナイロン, 6・10 ナイロンの時間に対する変形 % との関係は 図-6 ~ 図-7 に示され, 又 図-8 ~ 図-31 には, 夫々の時間に対する変形 % 及び $1/h^4$ の関係が示される。これから, 明らかに温度の増大により, 又荷重の増大により変形は増大する。

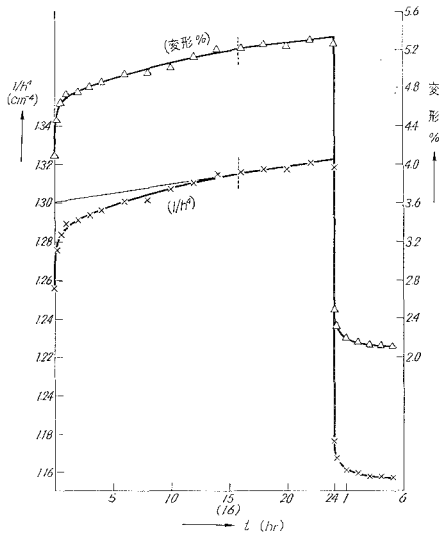


図-10 6-6 ナイロンの時間に対する変形 % 及び $1/h^4$ の関係 (140°C-60 kg)

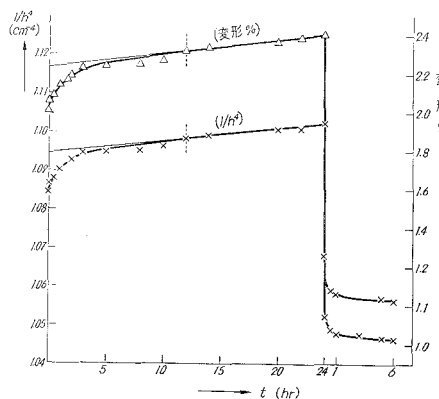


図-11 6-6 ナイロンの時間に対する変形 % 及び $1/h^4$ の関係 (160°C-20 kg)

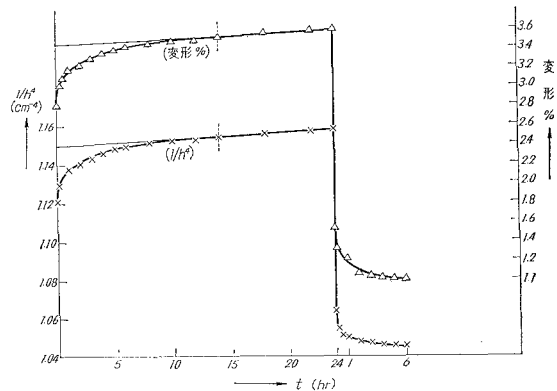


図-12 6-6 ナイロンの時間に対する変形 % 及び $1/h^4$ の関係 (160°C-40 kg)

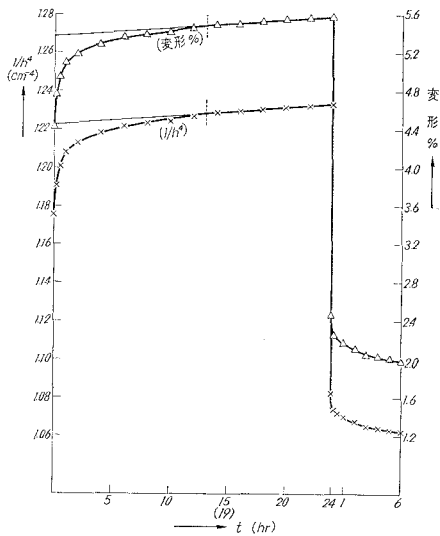
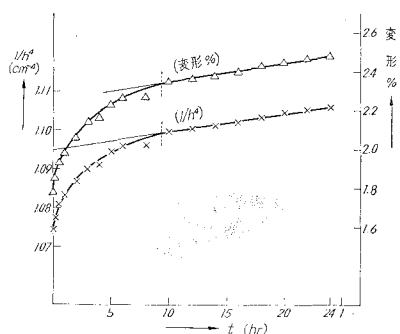
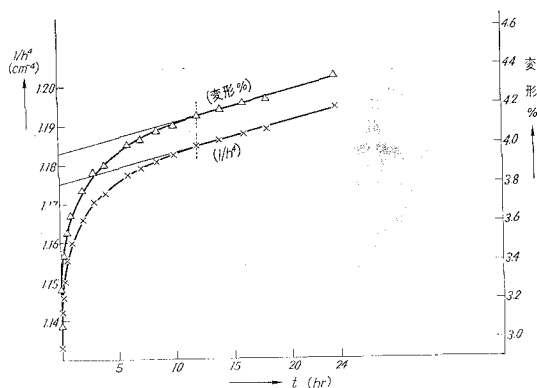


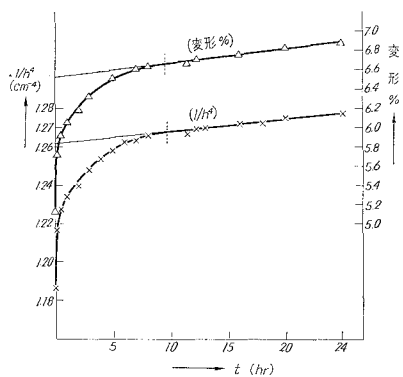
図-13 6-6 ナイロンの時間に対する変形 % 及び $1/h^4$ の関係 (160°C-60 kg)



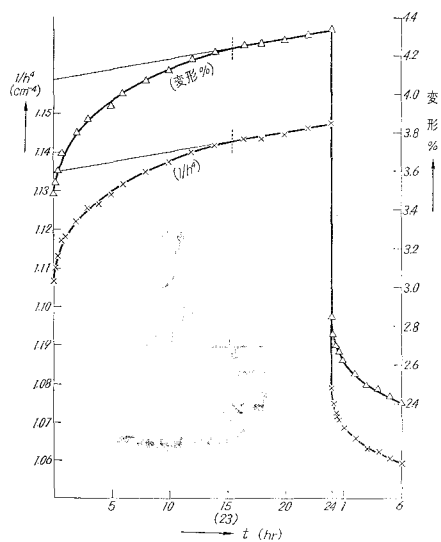
図—14 6-6 ナイロンの時間に対する変形 % 及び $1/h^4$ の関係 (180°C-20 kg)



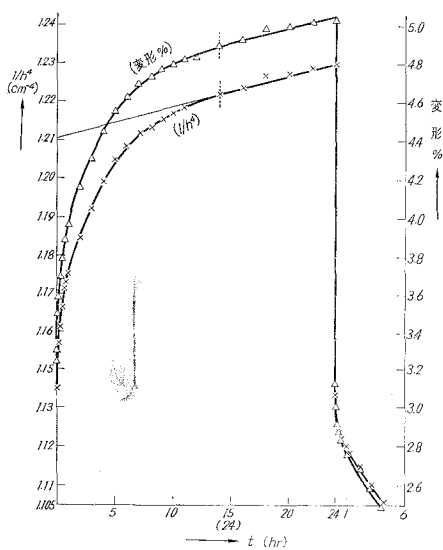
図—15 6-6 ナイロンの時間に対する変形 % 及び $1/h^4$ の関係 (180°C-40 kg)



図—16 6-6 ナイロンの時間に対する変形 % 及び $1/h^4$ の関係 (180°C-60 kg)



図—17 6-6 ナイロンの時間に対する変形 % 及び $1/h^4$ の関係 (常温-270 kg)



図—18 6-6 ナイロンの時間に対する変形 % 及び $1/h^4$ の関係 (常温-350 kg)

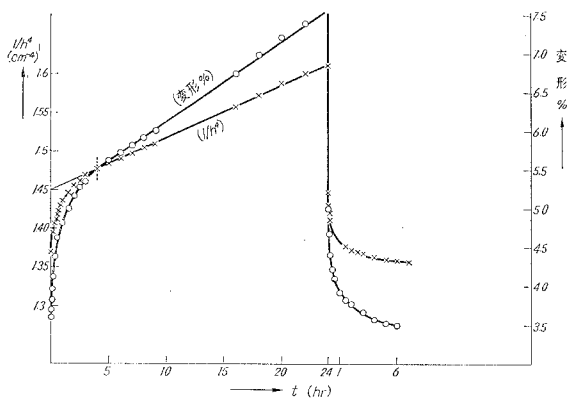


図-19 6-6 ナイロンの時間に対する変形 % 及び $1/h^4$ の関係 (常温-450 kg)

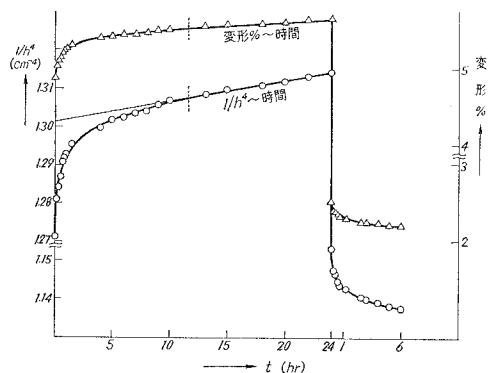


図-22 6-10 ナイロンの時間に対する変形 % 及び $1/h^4$ の関係 (140°C-60 kg)

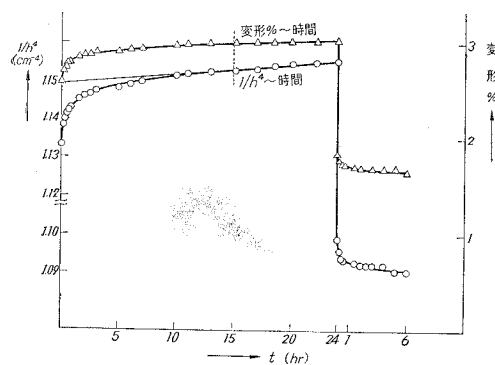


図-20 6-10 ナイロンの時間に対する変形 % 及び $1/h^4$ の関係 (140°C-20 kg)

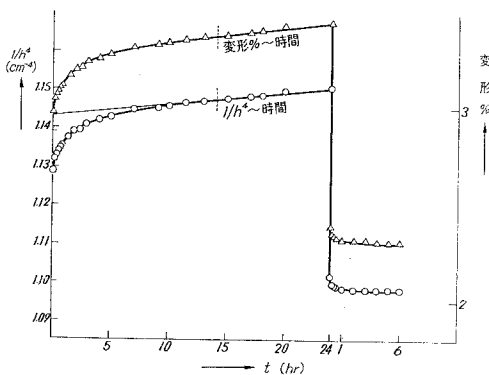


図-23 6-10 ナイロンの時間に対する変形 % 及び $1/h^4$ の関係 (160°C-20 kg)

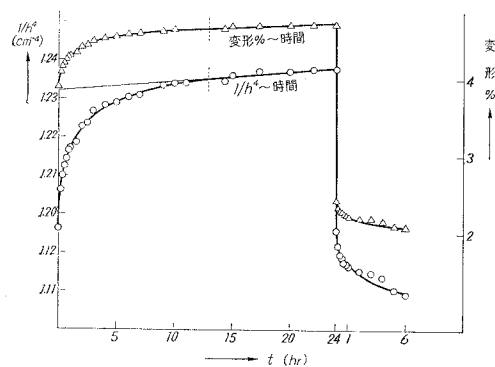


図-21 6-10 ナイロンの時間に対する変形 % 及び $1/h^4$ の関係 (140°C-40 kg)

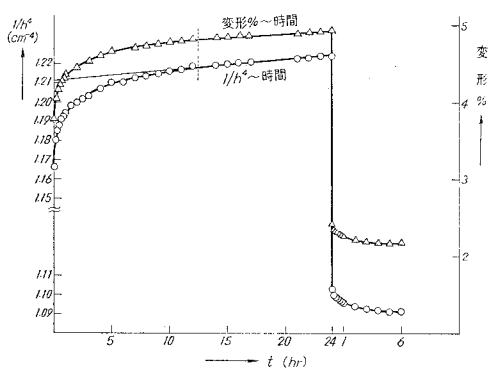
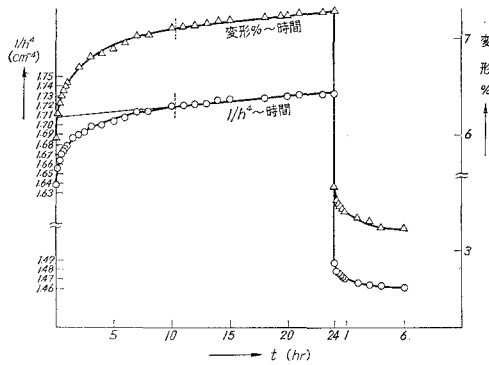
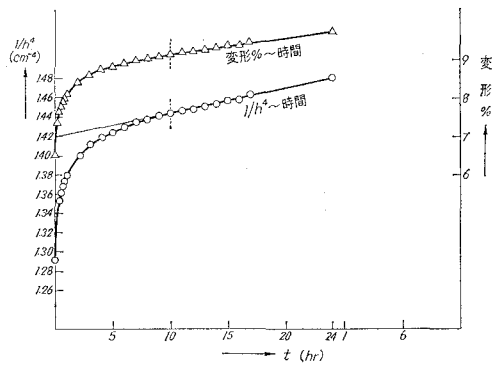


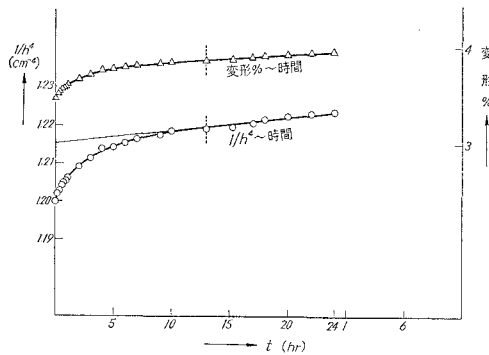
図-24 6-10 ナイロンの時間に対する変形 % 及び $1/h^4$ の関係 (160°C-40 kg)



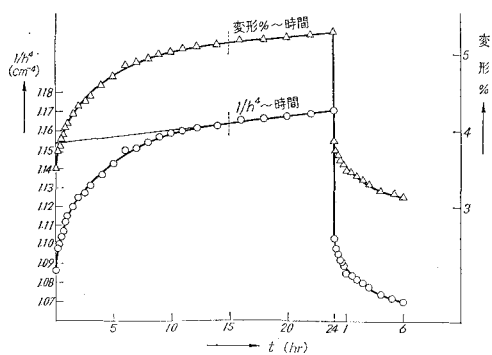
図—25 6-10 ナイロンの時間に対する変形 % 及び $1/h^4$ の関係 (160°C-60 kg)



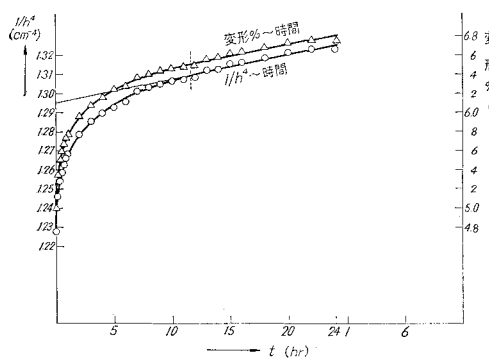
図—28 6-10 ナイロンの時間に対する変形 % 及び $1/h^4$ の関係 (180°C-60 kg)



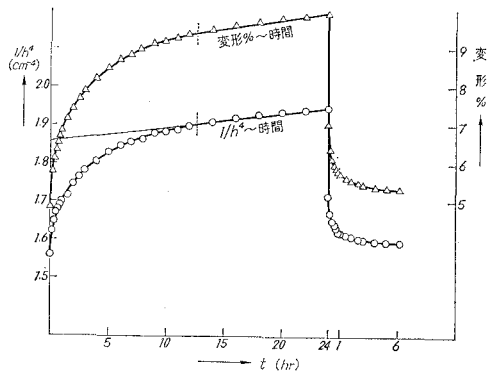
図—26 6-10 ナイロンの時間に対する変形 % 及び $1/h^4$ の関係 (180°C-20 kg)



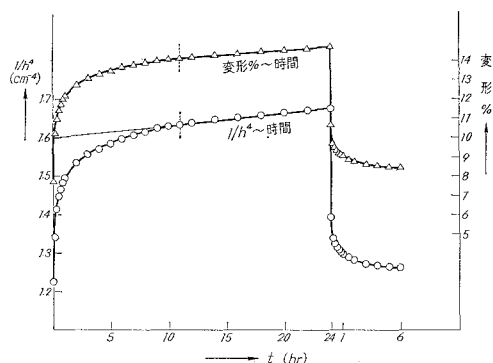
図—29 6-10 ナイロンの時間に対する変形 % 及び $1/h^4$ の関係 (常温-270 kg)



図—27 6-10 ナイロンの時間に対する変形 % 及び $1/h^4$ の関係 (180°C-40 kg)



図—30 6-10 ナイロンの時間に対する変形 % 及び $1/h^4$ の関係 (常温-350 kg)



図—31 6-10 ナイロンの時間に対する変形 % 及び $1/h^4$ の関係 (常温-450 kg)

表—5 6-6 ナイロンの実験結果

温度 (°C)	室 温			140			160			180		
荷重 (kg)	270	350	450	20	40	60	20	40	60	20	40	60
$K \times 10^9$	0.2644	0.2102	0.1175	3.3538	1.4946	1.1673	3.5317	1.7307	9.252	3.6054	1.8021	1.0182
$E_1 \times 10^{-8}$ (dyn/cm ³)	34.034	41.025	61.268	2.4970	6.2123	6.6881	2.6063	5.1078	9.0147	2.5729	4.8358	8.0900
$E_2 \times 10^{-10}$ (dyn/cm ³)	16.163	9.3284	13.951	3.9755	6.0827	4.2834	3.5393	3.1747	4.5031	1.5409	2.1019	2.0461
$\eta_3 \times 10^{-15}$ (poise)	2.462	21.411	4.6243	4.2934	5.4195	3.4036	3.0531	6.1181	8.2651	2.1936	2.5502	5.2801
$\eta_3 \times 10^{-14}$ (poise)	25.796	10.299	7.95	7.0366	3.8706	6.9905	3.3977	3.5049	4.9849	1.4978	1.9674	1.8415
τ (sec)	15960	11040	5700	17700	6360	16320	9600	11040	11070	9720	9360	9000
時 間	変 形 %			変 形 %			変 形 %			変 形 %		
10 sec	3.4680	4.5823	6.0680	2.5327	3.7990	4.7273	2.8900	3.6200	1.7872	3.4141	4.8000	6.2251
20	3.4778	4.6489	6.6990	2.5628	3.8492	4.7778	2.9200	3.6800	2.1064	3.4444	4.8500	6.4343
30	3.4975	4.7008	6.9903	2.5729	3.8693	4.8182	2.9500	3.7100	2.2340	3.4545	4.9000	6.5538
1 min	3.5271	4.8511	7.6990	2.5930	3.8995	4.8687	2.9800	3.7800	5.9782	3.4849	5.0000	6.7032
5	3.6650	5.3830	9.4369	2.6834	4.0402	5.0101	3.0300	3.9600	6.1383	3.5253	5.2300	7.1116
10	3.7438	5.7660	10.2136	2.7035	4.1005	5.0505	3.0500	4.0600	6.2234	3.5253	5.3500	7.3506
30	3.8916	6.3723	11.4757	2.7638	4.2211	5.1616	3.0900	4.2200	6.4043	3.5758	5.5900	7.7888
1 hr	4.1182	6.8511	12.2039	2.7940	4.3116	5.2727	3.1200	4.3500	6.5426	3.6162	5.7700	8.0876
2	4.3251	7.4255	12.7670	2.8643	4.4221	5.3333	3.2000	4.4500	6.6489	3.6768	5.9600	8.4163
3	4.4532	7.9149	13.0874	2.8945	4.5025	5.3333	3.2400	4.5200	6.7021	3.7172	6.0800	8.5956
5	4.7094	8.4894	13.4563	2.9045	4.5427	5.4343	3.2800	4.6600	6.7979	3.7778	6.2200	8.8147
10	5.0345	9.1809	14.0583	2.9749	4.6432	5.5253	3.3400	4.7800	6.8830	3.8586	6.4700	9.1434
12	5.1034	9.3617	14.1748	2.9870	4.6432	5.5455	3.3600	4.8300	7.1064	3.8586	6.5000	9.2032
14	5.1330	9.4787	14.2913	2.9980	4.6533	5.5556	3.3700	4.8500	7.1277	3.8687	6.5800	9.2928
16	5.1921	9.5957	14.3689	3.0090	4.6870	5.5758	3.3800	4.8700	7.1809	3.8990	6.6400	9.3625
18	5.2020	9.7021	14.4369	3.0352	4.7035	5.5960	3.4000	4.9000	7.2128	3.9192	6.6800	9.4522
20	5.2315	9.7766	14.5340	3.0452	4.7035	5.6162	3.4300	4.7100	7.2447	3.9394	6.7300	9.5420
24	5.2808	9.9043	14.6602	3.0553	4.7136	5.6566	3.4400	4.9400	7.2872	3.9596	6.7600	9.6318

本実験では、時間間隔として10秒から測定を始め、1分まで10秒単位で、以後、3分、5分、7分、10分、そして30分まで5分単位で、ついで、40分、1時間、1時間30分、これ以後、24時間までは1時間単位で測定が行なわれた。これらは表-5 (6-6 ナイロン)、表-6 (6-10 ナイロン) に示された。

これらのデータからわかる通り、粘弾性の終える時間、即ち粘性の始まる時間は、8時間～13時間に集中している事がわかる。即ち、変形%と時間との関係と、 $1/h^4$ と時間との関係の何れの場合にも、粘性の始まる時間は一致している¹⁴⁾。

何れも、荷重が増大するにつれ、又、温度が増大するにつれ、粘性の始まる時間が早くな

表-6 6-10 ナイロンの実験結果

温度 (°C)	室 温			140			160			180		
荷重 (kg)	270	350	450	20	40	60	20	40	60	20	40	60
$K \times 10^9$	0.2641	0.1543	0.1560	3.0262	1.5139	0.9574	3.0572	1.7671	0.8630	3.0572	1.6964	1.0947
$E_1 \times 10^{-8}$ (dyn/cm ²)	34.531	39.956	45.040	2.8882	5.4710	8.1353	2.8880	4.7924	7.0077	2.7250	4.7463	6.8889
$E_2 \times 10^{-10}$ (dyn/cm ²)	6.6428	2.7577	3.6210	3.7982	2.7537	5.9683	3.1451	18.533	2.1458	2.1806	1.1122	0.9717
$\eta_3 \times 10^{-15}$ (poise)	19.4712	6.4489	7.1377	4.6548	9.3466	7.0264	4.2053	3.5497	3.5855	3.5010	1.6358	1.2789
$\eta_2 \times 10^{-14}$ (poise)	7.7208	3.0280	2.7158	4.2160	2.8088	5.3715	3.2081	1.8367	1.8025	2.1588	0.9676	0.6705
τ (sec)	11700	10980	7500	11100	10200	9000	10200	9900	8400	9900	8700	6900
時 間	変 形 %			変 形 %			変 形 %			変 形 %		
10 sec	3.4500	3.2200	3.5985	1.2162	2.7228	4.0000	1.1900	2.8000	4.3912	1.7500	3.0700	5.1010
20	3.4851	3.2400	3.6146	1.2369	2.7426	4.1015	2.0100	2.8200	4.4378	1.7800	3.1300	5.1287
30	3.4851	3.2700	3.6500	1.2575	2.7525	4.1624	2.0300	2.8500	4.5174	1.8200	3.1500	5.2005
1 min	3.4851	3.3200	3.7292	1.2781	2.7921	4.2030	2.0300	2.8700	4.5572	1.8300	3.2100	5.3069
5	3.5225	3.4900	3.9688	1.3605	2.8119	4.3858	2.0600	2.9600	4.6766	1.8400	3.2600	5.6139
10	3.5446	3.5800	4.1354	1.3812	2.8119	4.4772	2.0700	3.0300	4.7562	1.8400	3.3500	5.7228
30	3.6833	3.7800	4.5104	1.4224	2.8515	4.6294	2.0900	3.1000	4.9453	1.9300	3.5100	5.9307
1 hr	3.7129	3.9600	4.8229	1.4327	2.7505	4.7310	2.1400	3.1800	5.0945	1.9800	3.6400	6.0594
2	3.8020	4.1500	5.1771	1.4533	2.9802	4.7513	2.1900	3.2300	5.1841	2.0600	3.7700	6.1782
3	3.8713	4.3000	5.3646	1.4533	3.0594	4.7513	2.2300	3.2900	5.2239	2.1400	3.8600	6.3267
5	3.9406	4.5500	5.6354	1.4842	3.1188	4.9137	2.2400	3.3900	5.3333	2.2300	3.9500	6.5149
10	4.1118	4.7900	6.0938	1.5770	3.1554	5.0558	2.2700	3.4700	5.4129	2.3500	4.1000	6.6400
12	4.1782	48.300	6.2604	1.6182	3.200	5.1168	2.3200	3.4800	5.4527	2.3600	4.1500	6.7300
14	4.2178	4.8900	6.4479	1.6285	3.2250	5.1980	2.3400	3.5600	5.4925	2.3800	4.1800	6.7400
16	4.2475	4.9200	6.7500	1.6285	3.2250	5.2081	2.3400	3.5600	5.5005	2.4000	4.2100	6.7624
18	4.2575	4.9800	6.9896	1.6388	3.2250	5.2386	2.3400	3.5600	5.5323	2.4300	4.2300	6.7723
20	4.2772	4.9900	7.2188	1.6388	3.2574	5.2386	2.3700	3.5700	5.5522	2.4500	4.3400	6.8317
24	4.3366	5.0300	7.5000	1.6801	3.2970	5.2589	2.4100	3.5900	5.5821	2.4800	4.3500	6.8713

り¹⁴⁾、粘性流動直線の勾配が増大するのが観察される。

又、最大荷重、最大温度での、最大温度、最小荷重での、最小温度、最大荷重での、最小温度、最小荷重での24時間後

の変形%は表-7に示される。但し、各ナイロンとも、最大荷重は60 kg、最小荷重は20 kg、最大温度は180°C、最小温度は140°Cとした。

6-6 ナイロン、6-10 ナイロンとも測定温度が融点より多少離れているので、最大荷重、最大温度での変形%はそれ程大きくはない。総じて、温度、荷重の増大で、変形%は増大する。

表-7 各ナイロンの極端な条件での変形%の比較(24時間後)

各 ナ イ ロ ン	最大荷重 最大温度	最大荷重 最小温度	最小荷重 最大温度	最小荷重 最小温度
6-6 ナイロン	9.6%	5.7%	4.0%	3.1%
6-10 ナイロン	6.9%	5.3%	2.5%	1.7%

IV. 考 察

IV-1 弾性率(E_1)と温度との関係

図-32、図-33に、6-6 ナイロン、6-10 ナイロンの弾性率(E_1)と温度との関係がプロットされている。これから、荷重が一定の場合には、弾性率 E_1 は温度の増大に伴い減少する傾向にある。その減少の傾向は荷重が大きくなる程、著しくなることが観察される。

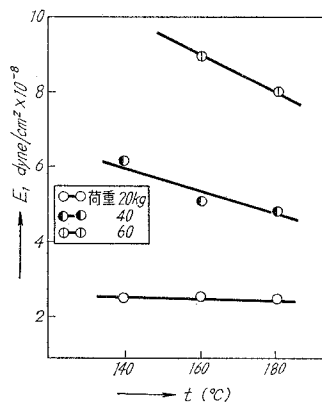


図-32 弾性率(E_1)と温度との関係
(6-6 ナイロン)

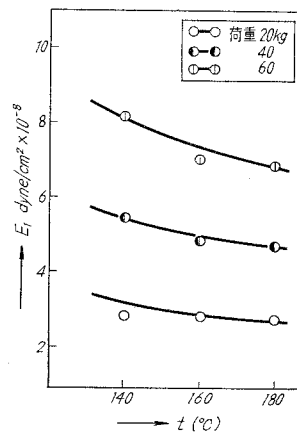


図-33 弾性率(E_1)と温度との関係
(6-10 ナイロン)

この事は、鎖状高分子の最も確率の高い形態は全体として丸まった状態であることから、その状態に、ある方向から、外力を加えられると、元来、分子の形態における距離は、長く伸びた場合に比し、異常に小さくなるため、丸まった形は力の方向に垂直にかなり容易に伸びることが考えられる²⁴⁾。それ故、温度が低い状態では、丸まった状態の確率の高いものに近く、弾性率も大きい、温度がさらに高くなるにつれて、それだけ、分子の丸い形態も不安定とな

り、ついには、流動状態をとり易く、弾性率は減少するものと考えられる。

IV-2 弾性率 (E_2) と温度との関係

6-6ナイロン、6-10ナイロンの弾性率 (E_2) と温度との関係は 図-34、図-35 に示される。

測定温度が、何れも、ガラス転移温度 (約 45°C) 以上である関係上、弾性率 E_2 は、温度の上昇と共に減少するのが観察される。一般には、ガラス転移点において、弾性率 E_2 が最大となる傾向が示されるが、11ナイロンでその傾向を観察しているのも、同様の結果を示すものと著者は考察している。 E_2 は E_1 に比較して、温度の上昇による減少度は大となることも観察される。

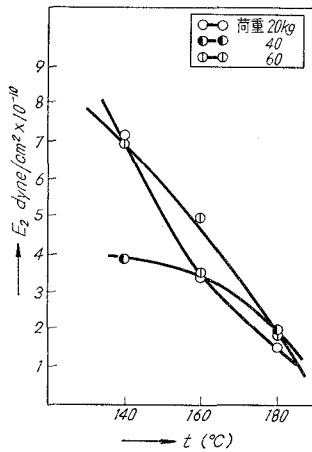


図-34 弾性率 E_2 と温度の関係
(6-6 ナイロン)

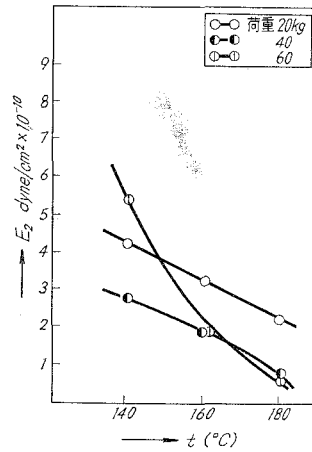


図-35 弾性率 E_2 と温度の関係
(6-10 ナイロン)

IV-3 弾性率 (E_1) と荷重 (W) との関係

6-6 ナイロン、6-10 ナイロンの弾性率 (E_1) と荷重との関係は 図-36、図-37 に示される。

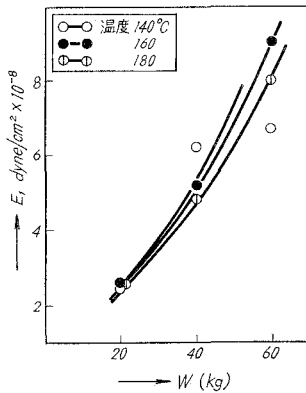


図-36 弾性率 E_1 と荷重の関係
(6-6 ナイロン)

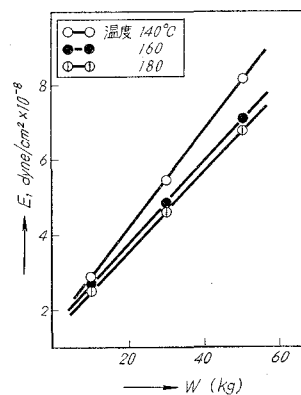


図-37 弾性率 E_1 と荷重の関係
(6-10 ナイロン)

これから明らかに、荷重の増大に伴い弾性率 E_1 は増大していることが認められる。

IV-4 粘性率 (η_3) と温度との関係

ナイロン 6・6, ナイロン 6・10 の粘性率 η_3 と温度との関係は 図-38, 図-39 に示される。

何れも、縦軸に $\log \eta_3$, 横軸に $1/T$ (T : 絶対温度) をとると、測定温度がガラス転移点以上である点から、 $\log \eta_3$ と $1/T$ とは直線性を示している。何れも温度の上昇に伴い、粘性率の減少が観察されるが、ガラス転移点では、その値は最大値を示すが、その図表は省略する。

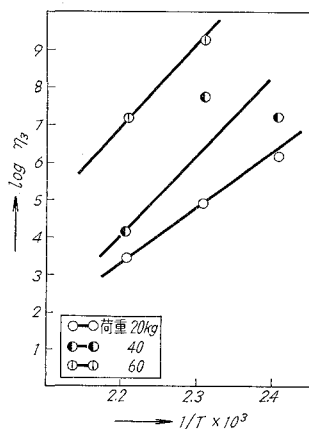


図-38 $\log \eta_3$ と $1/T$ の関係
(6-6 ナイロン)

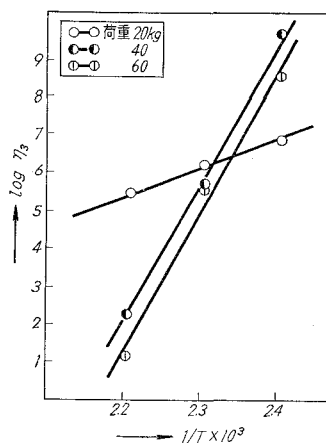


図-39 $\log \eta_3$ と $1/T$ の関係
(6-10 ナイロン)

IV-5 粘性率 (η_2) と温度との関係

6-6 ナイロン, 6-10 ナイロンの粘性率 (η_2) と温度との関係は, 図-40, 図-41 に示される。

IV-4 と同様に、縦軸は $\log \eta_2$, 横軸は $1/T$ でプロットされている。粘性率 (η_2) は温度の

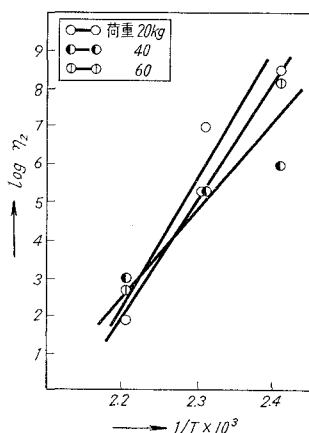


図-40 $\log \eta_2$ と $1/T$ の関係
(6-6 ナイロン)

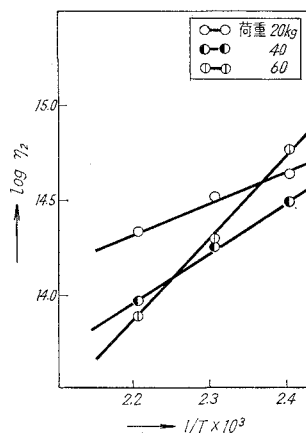


図-41 $\log \eta_2$ と $1/T$ の関係
(6-10 ナイロン)

上昇に伴い、減少し、 $\log \eta_2$ と $1/T$ (T : 絶対温度) とは直線性を示し、その上、荷重が増大するにつれて、粘性率の減少は大きいということが観察された。

IV-6 遅延時間 (τ) と温度との関係

H. Eyring らの粘性理論^{25), 26)}によれば、遅延時間 (τ) と温度との間の関係が提出されている。即ち

$$\tau = A \exp(U/RT) \quad (5)$$

従って、この式の両辺を常用対数にして表わせば、

$$\log \tau = \log A + (U/2.303R) \cdot 1/T \quad (6)$$

即ち、遅延時間の対数値と $1/T$ とは直線関係を示す。ここで、

A : 定数, R : Gas Constant, U : ポテンシャルエネルギーで、モノマー 1 mol 当りの活性化エネルギーを cal/deg.mole とすると、 U は p_z にあたる。

式(6)から、その勾配が求められ、それよりポテンシャルエネルギーが、又、その切点からは定数 A の値がわかる。

従って表-5~表-6 から得られた遅延時間 (τ) の対数値と測定温度を絶対温度に直したその逆数を図示した結果は図-42、図-43 に示される。

以上により得られたポテンシャルエネルギー、モノマー 1 mole 当りの活性化エネルギー、定数 A の値を表-8 にまとめる。

表-8 各ナイロンのポテンシャルエネルギーと定数

	荷 重 (kg)	ポテンシャル エ ネ ル ギ ー (kcal/mole)	$A \times 10^{-3}$
6-6 ナイロン	20	1.266	2.36
	40	2.080	0.90
	60	5.308	5.35
6-10 ナイロン	20	1.984	1.05
	40	1.804	1.16
	60	3.437	1.54

この表からわかる通り、定数 A の値に多少の変動が認められる。さらに、(5) 式、(6) 式からも分かる通り、温度の増大に伴い、遅延時間が減少することが明らかに認められた。

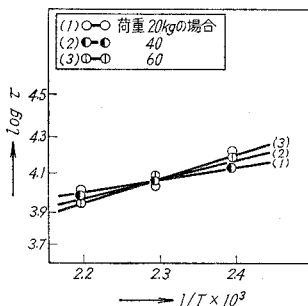


図-42 $\log \tau$ と $1/T$ の関係
(6-6 ナイロン)

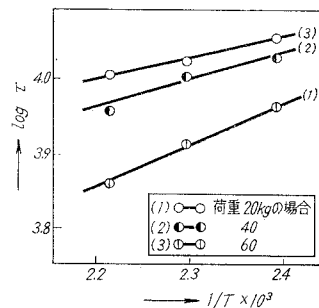


図-43 $\log \tau$ と $1/T$ の関係
(6-10 ナイロン)

V-7 遅延時間 (τ) と荷重 (W) との関係

表-5, 表-6 からわかるように, 遅延時間は荷重が増大するにつれて一般に小さくなって行く。この事は遅延時間が温度の増大と共に, 減少するという事と同様な効果を持つものと考えられる。さらに, 各ナイロンのポテンシャルエネルギーは表-8 に示す通り, 荷重の増大と共に, 増大するのは, それだけ, 分子間の凝集エネルギーが増加するためであろうと考察される。

IV-8 6-6 ナイロン, 6-10 ナイロンについての温度・時間に関するコンプライアンスの合成曲線 (マスター・カーブ) の作成について

IV-8-(a) 合成曲線の作成目的

Leaderman は, 粘弾性体においては, 時間と温度が等価であり, ある温度におけるデータが単に曲線を移動させることだけで, 異なった温度で得られたデータと重なり合うことを示している²⁷⁾。さらに Tobolsky と Ferry は一連の温度で幾桁もの時間にまたがる唯1本の曲線に変える方法を研究している²⁸⁾。即ち, これは, いろいろの温度で求められたコンプライアンス曲線を時間の対数軸に沿って移動させ, 曲線の各部分が全て重なり合う1本の連続した曲線を作るようにするものである。もし, この合成曲線を作成することが可能であるならば, 次の2点を知ることが出来る。

(1) ある基準温度で, 測定不可能な非常に微小な時間から相当に広い時間にまたがる曲線が得られ, 広く研究の見通しが立ち, さらに実際にそれだけ長時間測定した場合の労力が省かれる。

(2) 基準温度における合成曲線を元の各温度で求められたコンプライアンス曲線に戻す場合, その測定温度範囲の, 未知のコンプライアンス曲線を移動量から推定出来る。

以上の観点から, ナイロンを装置材料として用いる場合, 得られたデータを1本の曲線で示すことが出来れば, 非常に便利であるため, 著者に温度時間換算則に基づき, 荷重を一定にした場合について, 時間に関するコンプライアンスの合成曲線の作成を試み, 併せてその成立の可否を比較検討した。

IV-8-(b) 合成曲線の作成方法

Ferry によると, コンプライアンスの温度・時間換算則は次式で表わされている²⁹⁾。

$$J_{T_0}(t) = (T\rho/T_0\rho_0) J_T(a_T t, T) \quad (7)$$

ここで, T_0 : 基準温度, T : 任意の温度, t : 時間, J_{T_0} : 基準温度におけるコンプライアンス, J_T : 任意の温度におけるコンプライアンス, ρ : 任意の温度における試料の密度, ρ_0 : 基準温度における試料の密度, a_T : シフト・ファクター (移動係数)

この式は, 任意の温度 T で測定した値に $(T\rho/T_0\rho_0)$ を乗じて, これを時間 t に対して目

盛ると、各温度での測定点が集まり、各温度での測定値は全て基準温度における値に引き直され、温度変化がタイムスケール変化に換算されることを示している。

これらを具体的に示すと次のようになる。

図-44において、温度 T において各時間 (対数) における J (Compliance) を縦軸にして $\log t$ を横軸にして目盛る。これらの曲線を形を変えずに横軸に平行に $\log a_T$ だけ、ずらすと温度 T_0 における合成曲線を得るということを示す。

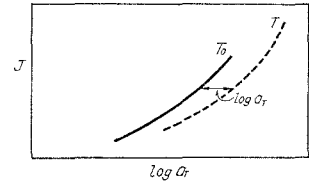


図-44 J と a_T の関係

ここで、合成曲線を作る際、曲線を右側の方へ移動させる時は移動を正と考え、左側へ移動させる時は負と考える。従って、各温度で実際に測定出来るタイム・スケールの範囲が余り広くなくても適当に決めた基準温度 T_0 の曲線を固定し、他の各温度の曲線を所定の方角にずらして、よく重なるようにつないでゆくと、 T_0 で広いタイム・スケールをもつ合成曲線を得る。この際に、各曲線をずらした距離を見ると、これが各温度の $\log a_T$ の値を示し、この意味で a_T は移動係数と云われる。

さらに遅延現象過程の活性化エネルギーは温度によって変わるので、見かけの活性化エネルギー ΔH_a が次式により定義される。

$$\begin{aligned}\Delta H_a &= R \frac{d \ln a_T}{d(1/T)} \\ &= 2.303R \frac{d \log a_T}{d(1/T)}\end{aligned}\quad (8)$$

IV-8-(c) 作成結果並びに考察

図 45～図-52 には、以上の方法に基づいた合成が作成されている。この作成では、試料の密度は変化しないものと見做し、従って $T\rho/T_0\rho_0=1$ として行なった。

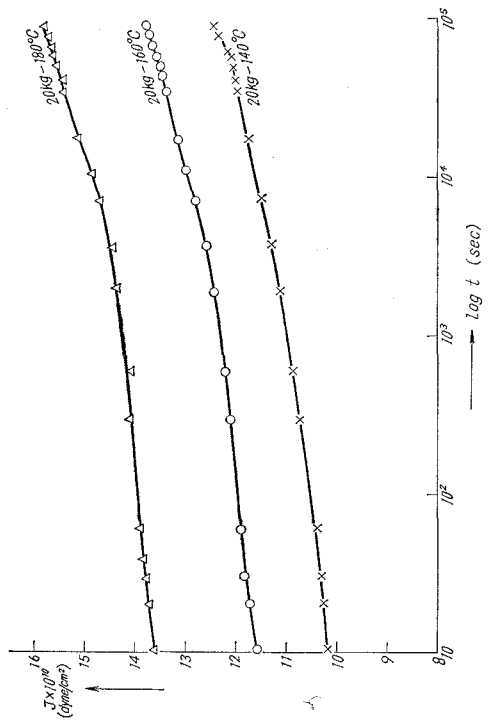
又表-9 には、式 (8) に基づいて算出した各ナイロンの見かけの活性化エネルギーが示される。

図-45～図-52 までには、6-6 ナイロンの 40 kg 荷重の場合、並びに 6-10 ナイロンの 20 kg 荷重の場合には、重ならないため、除かれているが、他の場合は、ほとんど、カーブの重なりは良好であった。重ならない例は、主として、コンプライアンス～時間の曲線における 24 時間目近くの点において、密度の変化が起き

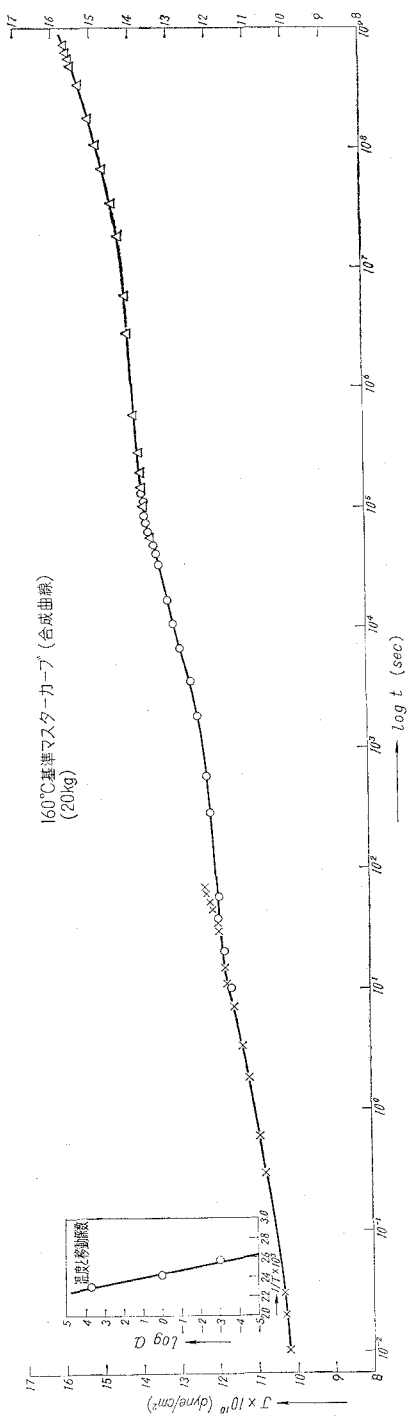
$\rho T/\rho_0 T_0=1$ が成立しないために起るものと考察される。

表-9 各ナイロンの見かけの活性化エネルギー

	荷 重 (kg)	見かけの活性化 エネルギー (ΔH) (kcal/mole)	定 数 (A_0)
6-10 ナイロン	20	—	—
	40	33.95	$10^{18.9}$
	60	95.40	10^{53}
6-6 ナイロン	20	102.8	$10^{57.4}$
	40	—	—
	60	98.1	10^{54}



図—45 6-6ナイロンの Compliance J と時間との関係 (20 kg 荷重下における)



図—46 6-6ナイロンの 160°C 基準温度 master curve (20 kg 荷重下)

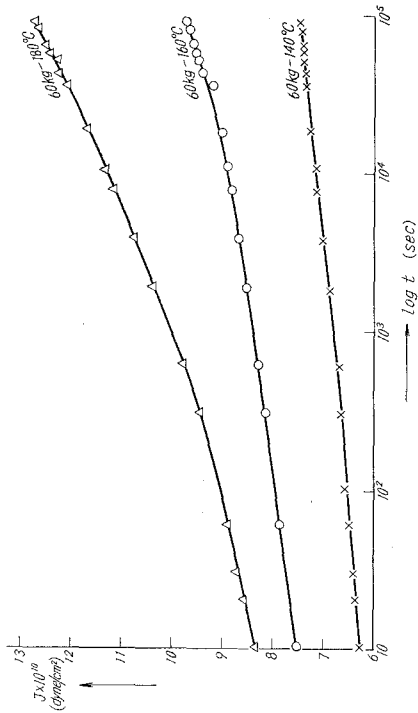


図-47 6-6 ナイロンの Compliance J と時間との関係 (60 kg 荷重下における)

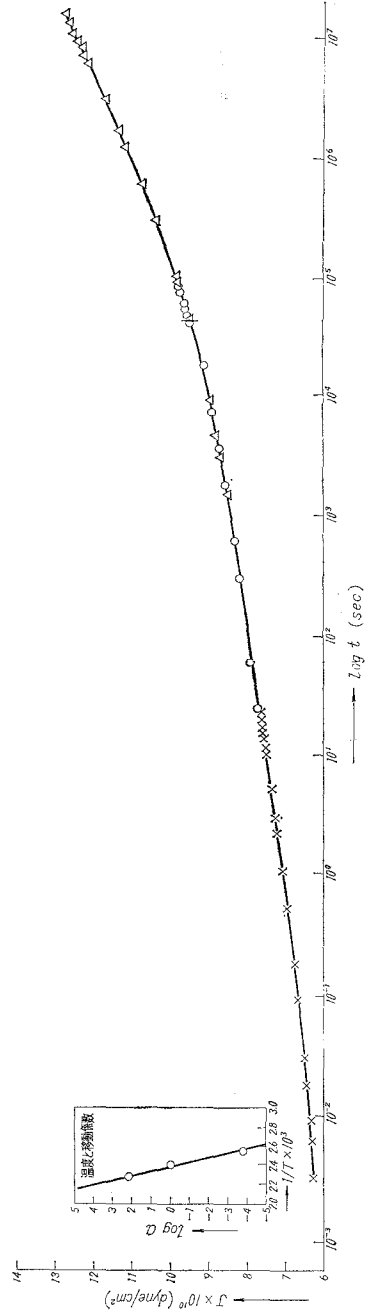
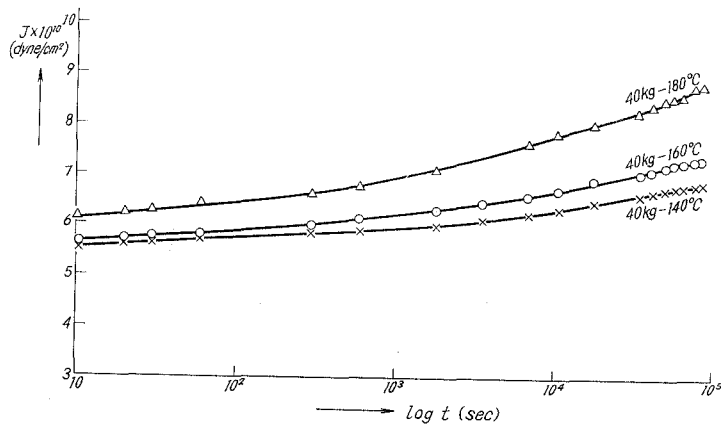
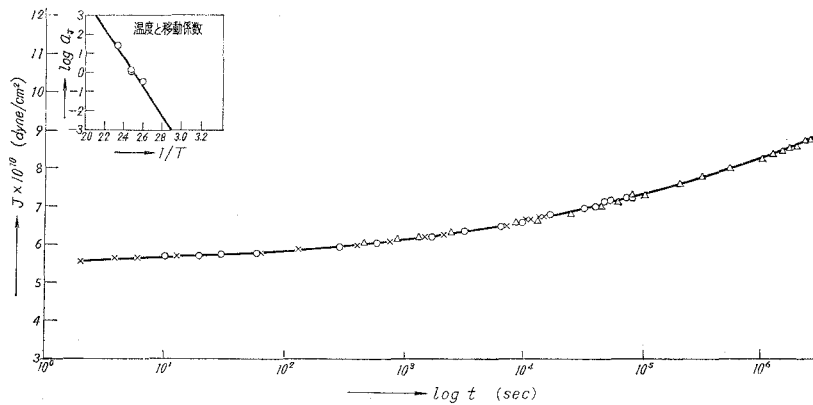


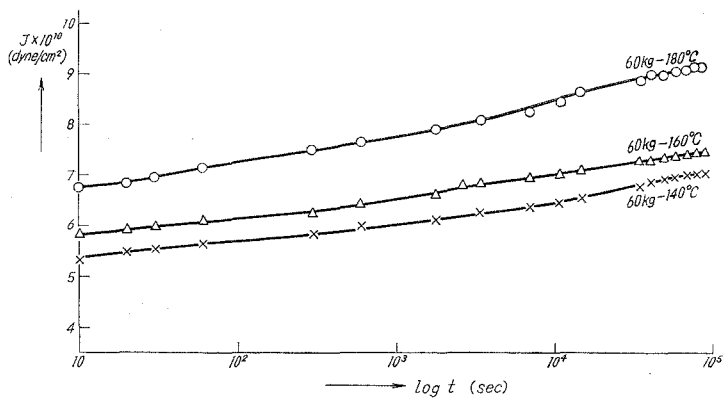
図-48 6-6 ナイロンの 160°C 基準温度における master curve (60 kg 荷重下における)



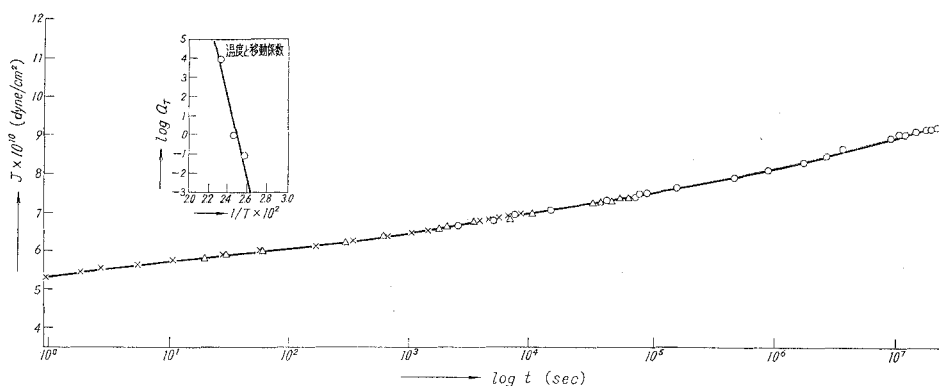
図—49 6-10 ナイロンの Compliance と時間との関係 (40 kg)



図—50 6-10 ナイロンの 160°C 基準温度の master curve (40 kg 荷重)



図—51 6-10 ナイロンの Compliance と時間との関係 (60 kg 荷重下)



図—52 6-10 ナイロンの 160°C 基準温度の masler curve (60 kg)

V. 結 語

著者等は、6-6 ナイロン、6-10 ナイロンの、それぞれ重合度が 290, 78 の 2 種類について、射出成型された試料を Parallel plate plastometer にかへ、定温、定荷重下の条件で、変形と時間との関係から、 E_1 , E_2 , η_2 , η_3 の絶対値を求め、さらに、それらと温度、及び荷重との関係、及び、ナイロンの粘弾性要素の時間による性質を示す遅延時間と温度との関係を式で表わすことが出来、最後に、温度時間換算則の成立するコンプライアンスの合成曲線を作成し、一部を除いて、大部分は、比較的良好に合成曲線を描き得ることを確認した。これにより、変形のメカニズムを示すことが出来、合わせて装置材料として使用される場合の一助となると考える。

最後に 6-6 ナイロン、6-10 ナイロンの試料の一部は東洋レーヨン株式会社より提供されたものであり、深甚の謝意を表し、実験、データの一部を処理された奥田武（卒業生）氏に感謝の意を表する。（日本化学会、北海道地方大会、室蘭工業大学にて発表、昭和 41 年 8 月）

（昭和 44 年 4 月 25 日受理）

文 献

- 1) 鶴田・小林・松谷：工化，**62**, 1616 (1959).
- 2) P. D. Coffmann: J. Polymer Sci., **2**, 306 (1947).
- 3) 福本：東洋レイヨン集，**10**, 76 (1955).
- 4) R. Action: J. Am. Chem. Soc., **3**, 5 (1948).
- 5) W. E. Catlin et al: J. Polymer Sci., **2**, 412 (1947).
- 6) 5)と同じ.
- 7) 5)と同じ.
- 8) A. P.: **2**, 638, 463; **2**, 739, 959.
- 9) 渡辺正元：ナイロン，p. 278.
- 10) 渡辺正元：ナイロン，p. 84.
- 11) G. Wike: Angew. Chem., **69**, 397 (1957).

- 12) 高分子学会高分子機械材料委員会： ナイロン樹脂ガイドブック, p. 10.
- 13) 伊藤昌寿・他： 日本化学会第 18 年会講演要旨集, p. 591.
- 14) 小松藤男： 室蘭工業大学研究報告, **5**, No. 1, p. 135-154 (1965).
- 15) 高分子学会高分子機械材料委員会： ナイロン樹脂ガイドブック, p. 10.
- 16) G. J. Diens and H. F. Klemn: J. of Applied Physics., **17**, 458 (1946).
G. W. Scott. Blair: Ind. Eng. Chem., **37**, 255 (1945).
W. M. Gearhart and W. D. Kennedy: Ind. Eng. Chem., **41**, No. 4, 695 (1949).
- 17) 鶴田基弘： プラスチック材料講座, ポリアミド, p. 96-97.
- 18) 鶴田基弘： プラスチック材料講座, ポリアミド, p. 115.
- 19) 福原周也： 高分子実験学講座 3, 高分子の重合度測定, p. 67-150.
- 20) W. M. Gearhart and W. D. Kennedy: Ind. Eng. Chem., **41**, No. 695 (1949).
- 21) 鶴田基弘： プラスチック材料講座, ポリアミド, p. 77.
- 22) 高分子学会高分子機械材料委員会： ナイロン樹脂ガイドブック, p. 59.
- 23) 高分子学会高分子機械材料委員会： ナイロン樹脂ガイドブック, p. 60.
- 24) 井本立也： レオロジー入門, p. 114.
- 25) 井本立也： レオロジー入門, p. 82-91.
- 26) 神原 周・他： 高分子実験学講座 3, 高分子の物性 I, p. 11.
- 27) 小野木重治： 高分子の力学的性質, p. 85-87.
- 28) 神原 周・他： 高分子実験学講座 3, 高分子の物性 I, p. 164-165.

ポリエチレン・ポリスチレンおよび ポリプロピレンの流動電位 (第2報)

小松 藤男・八幡 寿雄
東海林幸義・荒 英 樹

The Streaming Potential of Polyethylene, Polystyrene and Polypropylene (Report II)

Fujio Komatsu, Toshio Yahata, Yukiyooshi Shyoji
and Hideki Ara

Abstract

In this paper, we report the results of some measurements on the streaming potential of polyethylene (P.E), Polystyrene (P.S), and Polypropylene (P.P) in acetone solutions.

The streaming potential values of P.E, P.S, and P.P in deionization water vary with time, and this variation has already been given in Report I.

The time measured varies with concentrations of acetone solutions until the streaming potential values of P.E, P.S, and P.P in acetone solutions become constant. The streaming potential value of P.E is fixed 6 hours after immersing the P.E in 100% acetone solution, 3 hours in 80% acetone solution, and 1 hour in 50% acetone solution.

As for the P.P, it shows nearly the same results as the P.E. On the other hand, the P.S shows the different results from both the P.E and the P.P.

I. 緒 言

固体を溶媒に浸漬した場合に生ずる ζ -電位と吸着、または水和作用との間には密接な関係¹⁾があることから、著者らは前報²⁾において、ポリエチレン、ポリスチレンについての ζ -電位と親水性、および疎水性との関係について報告を行なった。

本報においては、ポリエチレン、ポリスチレンおよびポリプロピレンをアセトン溶液中に浸漬した場合の流動電位を求めた結果を報告する。

II. 実験装置と方法

1. 実験装置

流動電位測定装置は、第1報²⁾において使用した装置を用いた。

2. 試 料

原試料として下記のものをを用いた。これらの形状はすべて米粒状のものであった。

- i) ポリエチレン。 平均分子量 22,000, 38,000
- ii) ポリスチレン。 平均分子量 51,000, 67,000
- iii) ポリプロピレン。 平均分子量 70,000, 160,000

上記の原試料の各々について、繊維および細粒に砕いたものを作製し、実験試料に供した。有機溶媒として使用したアセトンは、市販のものを蒸溜して用い、純水は、水道水をイオン交換樹脂塔を通過させた後、これを蒸溜装置で蒸溜したものを使用し、アセトンとの混合は重量比で行なった。

A. 試料 ③： 原試料を温度 220~290°C で加熱熔融し、室温でノズルより引き出して繊維状とした。この繊維は平均径 0.2 mm で、これを約 5 mm の長さに切って使用した。

B. 試料 ④： 原試料を窒素ガスで置換されたフラスコ中で、温度 310~320°C で熔融したものを、温度 10°C の水中にて急冷し、これを平均径約 1 mm の細粒に砕いたものを使用した。

3. 洗 浄

試料 ③ および試料 ④ はそれぞれエタノールで洗浄し、ついで純水で再度洗浄後、減圧乾燥器で温度 75°C, 10 時間乾燥させたものをセルに充填し、測定を行なった。

4. 密 度

空気比重計（東芝ベックマン製）によって求めた密度を、表-1 に示す。

表-1 各種試料の密度

原 試 料 加 工 試 料	P.E 22,000	P.E 38,000	P.S 51,000	P.S 67,000	P.P 70,000	P.P 160,000
試 料 ③ 密 度	0.945	0.940	1.089	1.057	0.923	0.926
試 料 ④ 密 度	0.917	0.925	1.030	1.049	0.905	0.904

5. ζ-電 位

流動電位から ζ-電位を算出するのに、Helmholtz-Smoluchowsky の式³⁾を用いた。

$$E = \frac{P\zeta D}{4\pi\eta K_s}$$

E : 流動電位 (mV)

ζ : 界面動電位 (mV)

P : 液体を流す圧力 (cmHg)

K_s : 電極間の比電導度 (mho)

D ³⁾: 液体の誘電率

η ⁴⁾: 液体の粘性係数 (cp)

6. 膨 潤 度

流動電位測定後の試料 (20°C の溶液中に 6 時間浸漬したもの) をすみやかに水洗を行な

い、濾紙にはさんで軽く圧し、表面の水分を除去してその試料の重量を秤量し、ついで減圧乾燥器で温度 75°C, 24 時間乾燥し、その乾燥試料を秤量し、次式により膨潤度を算出した。

$$\text{膨潤度} = \text{膨潤試料重量} / \text{乾燥試料重量}$$

III. 実験結果

流動電位と静水圧の比が一定値となるためには、セルに詰める試料の量が問題となるので各々の試料につき、セルに詰める試料の量を変えて、 E/P の値を測定した結果を、図-1, 2, 3 に示す。セルは第1報で報告したものを使用し、純水を用いて測定した。

この図からわかるように、ある充填量範囲で、流動電位がほぼ一定値を示している所がある。また実際に、セルに試料を詰めた場合、0.6 g 以下では試料はセル内を溶液を流動させるごとに浮遊の状態で移動し電位がばらついた。また、1.0 g 以上詰めた場合には試料間に溶液の浸透しない空間、すなわち気泡の存在が認められやはり電位がばらついた。このため、ポリエ

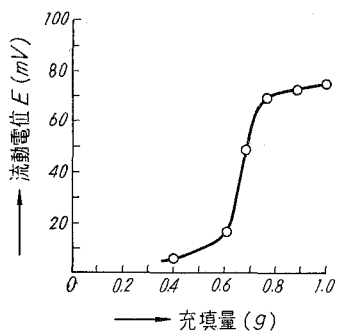


図-1 充填量と流動電位の関係
(ポリエチレン 22,000)

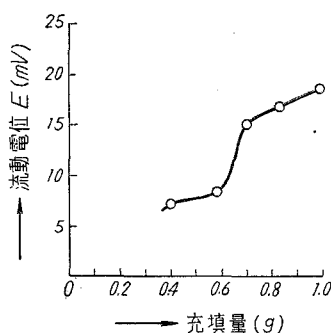


図-2 充填量と流動電位の関係
(ポリスチレン 51,000)

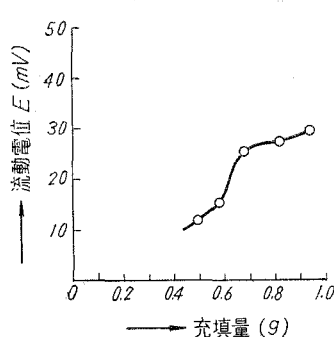


図-3 充填量と流動電位の関係
(ポリプロピレン 70,000)

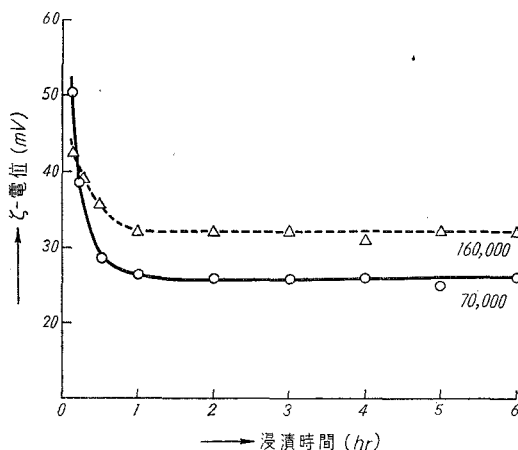


図-4 ポリプロピレン試料④のζ-電位の時間的变化

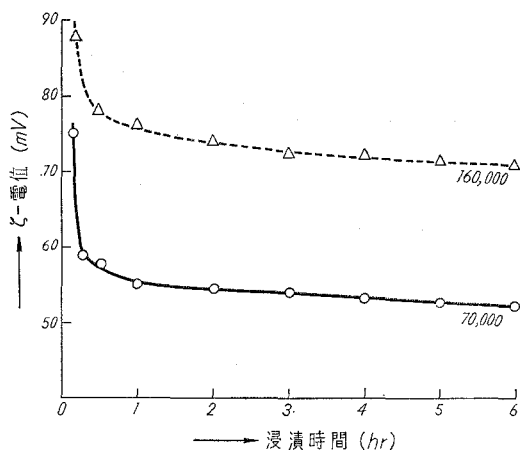


図-5 ポリプロピレン試料⑤のζ-電位の時間的变化

表—2 純水と水和容量および膨潤度

試 料	種 類	ζ_0 (mV)	ζ_∞ (mV)	$ \zeta_0 - \zeta_\infty $	膨 潤 度
Polypropylene 70,000	㉑	53.0	26.0	27.0	1.062
	㉒	75.0	52.5	22.5	1.088
Polypropylene 160,000	㉑	42.8	32.4	10.4	1.070
	㉒	95.5	71.0	24.5	1.077

表—3 アセトン溶液と水和容量および膨潤度

試 料	アセトン溶液 (%)	ζ_0 (mV)	ζ_∞ (mV)	$ \zeta_0 - \zeta_\infty $	膨 潤 度
Polyethylene 22,000 ㉑	100	3.2	1.9	1.3	1.011
	80	1.8	1.3	0.5	1.055
	50	7.9	6.0	1.9	1.012
Polyethylene 22,000 ㉒	100	3.4	1.4	2.0	1.022
	80	2.7	1.7	1.0	1.064
Polyethylene 38,000 ㉑	100	8.4	2.3	6.1	1.015
	80	0.4	0.7	0.3	1.042
	50	5.0	3.3	1.7	1.011
Polyethylene 38,000 ㉒	100	3.0	0.8	2.2	1.010
	50	4.5	1.2	3.3	1.052
Polystyrene 51,000 ㉑	80	2.2	0.4	1.8	1.095
	50	3.9	2.2	1.7	1.045
Polystyrene 51,000 ㉒	80	3.2	4.5	1.3	1.086
	50	7.6	6.5	1.1	1.045
Polystyrene 67,000 ㉑	80	3.8	3.4	0.4	1.090
	50	4.0	2.8	1.2	1.048
Polystyrene 67,000 ㉒	50	6.9	5.3	1.6	1.059
Polypropylene 70,000 ㉑	100	5.1	1.7	3.4	1.008
	80	2.5	1.8	0.7	1.043
	50	5.6	4.2	1.4	1.050
Polypropylene 70,000 ㉒	100	5.0	4.2	0.8	1.011
	50	7.4	7.3	0.1	1.085
Polypropylene 160,000 ㉑	100	3.6	2.2	1.4	1.045
	80	2.0	1.5	0.5	1.056
	50	6.1	5.3	0.8	1.059
Polypropylene 160,000 ㉒	100	46.8	38.5	8.3	1.045
	50	12.1	12.0	0.1	1.052

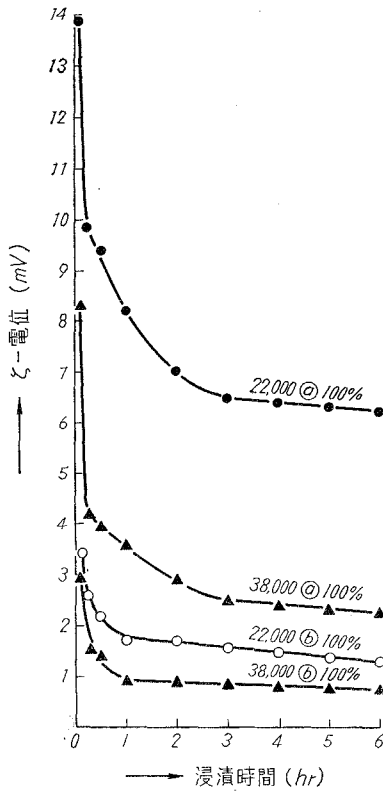


図-6 ポリエチレンの ζ -電位

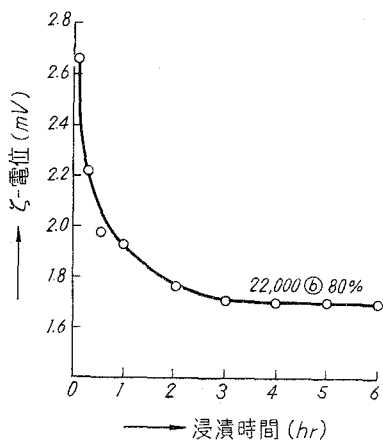


図-7 ポリエチレンの ζ -電位

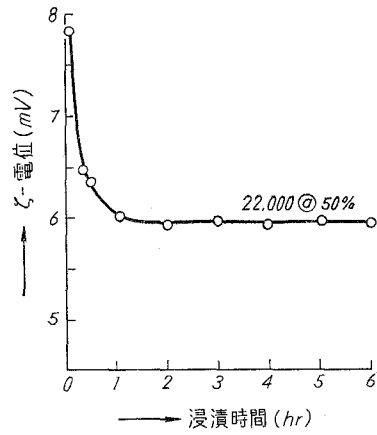


図-8 ポリエチレンの ζ -電位

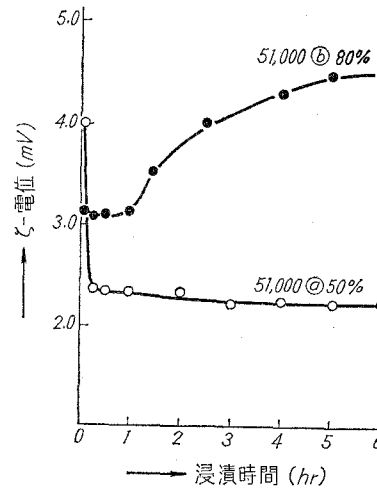


図-9 ポリスチレンの ζ -電位

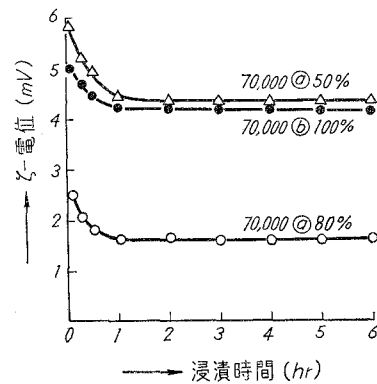


図-10 ポリプロピレンの ζ -電位

チレンでは0.8 g, ポリスチレン, ポリプロピレンは0.7 gを最適充填量とした。

ポリプロピレンの試料について, 純水による ζ -電位と時間の関係を, 図-4, 5に示す。この図からわかるように, ポリプロピレンでは ζ -電位がほぼ一定値を示すようになる迄に要する時間は約1時間位であった。この試料の水和容量と膨潤度を, 表-2に示す。

表-2の記号 ζ_0 は試料を溶液中に浸漬した瞬間の電位であるが, 本研究においては, 測定開始は溶液を流して後, セル内の気泡を除く作業のために, 5分後または7分後に行なったため, この時の測定値を ζ_0 とした。曲線を外挿して ζ_0 を求めることもできるのであるが, 実際に図-4, 5からもわかるように, この曲線からは外挿値を求めることは困難であった。 ζ_∞ は6時間後の電位の値とし, 水和容量 W を $|\zeta_0 - \zeta_\infty|$ とした。

表-3は各試料のアセトン溶液における水和容量と膨潤度を示したものである。この表中で, たとえばポリスチレン51,000 ⑥のように ζ_∞ の値が ζ_0 より大きく得られているものがあるが, これは, 図-9に示されるように時間が経過するにつれて, ζ -電位が大きくなってきたための値で, 一般に図-4, 5, 6, 7, 8, 10に示されるような曲線と異なった曲線が得られた。

図-6, 7, 8はポリエチレンのアセトン溶液における ζ -電位を時間の経過と共にプロットしたものである。同様に図-9および図-10はそれぞれポリスチレンおよびポリプロピレンの曲線を示したものである。

図-6からわかるようにポリエチレンをアセトン100%溶液に浸漬した場合 ζ -電位は浸漬直後から約2時間位の所迄は急激に減少し, その後徐々に ζ -電位は低下し約6時間で一定値を示している。図-7に示されるようにアセトン80%溶液の場合には約3時間で ζ_∞ 値が得られ, 図-5からはアセトン50%溶液で ζ_∞ 値は約1時間で得られることが示されている。これらの図において, 他の試料についての曲線を表示しなかったのは曲線が同一範囲内に輻輳しているため省略した。

図-9に示されるポリスチレンの場合, アセトン100%溶液のものについては, 試料が溶解し測定不可能であった。アセトン80%溶液においては, 約6時間後において ζ -電位は減少し始めたが, 他の試料と比較のため6時間経過後の ζ -電位を ζ_∞ の値とした。50%溶液の場合は一般に示される曲線が得られた。

図-10に示されるポリプロピレンの場合, 曲線の形状はポリエチレンのそれとほぼ類似しているが, ζ -電位が一定値を示す時間は溶液濃度にあまり左右されずに約1~2時間程度であった。

IV. 考 察

ポリプロピレンを純水に浸漬した場合, ζ_∞ 値を比較してみると, 分子量の高い試料が ζ_∞ 値は高く, 試料⑥すなわち, 密度の低いものが ζ_∞ 値は高い。また膨潤度を比較すると, ζ_∞

値の高い試料が膨潤度大で、かつまた密度の低い試料は膨潤度も大であった。すなわち、同一分子量の試料にあっては、 ζ 値の高い試料は密度低く膨潤度大であった。しかし、水和容量値からは結論を得ることは困難であり、今後の研究課題である。

ポリエチレン、ポリプロピレンをアセトン溶液に浸漬した場合の、 ζ -電位の時間的な変化を検討すると、 ζ -電位が一定値を示す時間において吸湿平衡に到達したとみなされる。試料④に比較して、密度の低い試料⑥においては、 ζ -電位が一定値を示すのに若干遅れていることが認められた。

勿論、試料④は繊維状で、試料⑤は粒状であるが、試料⑥は試料④よりもミセル間膨潤に近い傾向を示し、膨潤度も僅かにではあるが、同一溶液濃度においては大きくなっていることが認められた。このことから、ミセル構造を持つ高分子物質を繊維状にすることにより、結晶化度を高めた場合には、遊離面におけるミセル力が飽和され、界面エネルギーが減少し、吸着力も減少する結果となる。

ポリスチレンについては、アセトン80%溶液に浸漬した場合、 ζ -電位が時間と共に上昇して行き、相当の時間経過後はまた減少してきたが、これは最初に溶媒和作用の進行と共に溶媒和層が拡大しつつあるためであり、その後試料表面の溶解により表面積が減少し、それと共に溶媒和層も減少し、電位が低下してきたものと考えられる。このことは、ポリスチレンのアセトン80%溶液の膨潤度が比較的大であることから、また、長時間セルの中に試料を浸漬して置くと試料の体積が減じてくることからこの結果を裏づけている。

全般的に膨潤度と水和容量を比較してみると、はっきりとした考察は今後の研究にまたねばならないが、有機溶媒を使用した場合、特に蒸気圧の低い揮発性の液体の場合の膨潤度は、測定の際に誤差を生じ易いのでこれまた改良を計画中である。

終に、本研究の諸測定に御援助をいただいた荒井雅行技官に謝意を表する。

(昭和44年4月3日 日本化学会第22年会で発表) (昭和44年4月30日受理)

文 献

- 1) 金丸 競: 工化誌, **12**, 169 (1936).
金丸 競: 工化誌, **39**, 517 (1963).
- 2) 小松藤男: 室工大研報, **6**, 61 (1967).
- 3) M. Smoluchowsky: Phys, Z. **9**, 529 (1905).
- 4) International Critical Table: **V**, 10.

The Possibility of Measuring Variations in the Intensity of Worldwide Lead Smelting During Medieval and Ancient Times Using Lead Aerosol Deposits in Polar Snow Strata

M. Murozumi*, Tsaihwa J. Chow**
and C. C. Patterson***

Abstract

When lead is smelted in blast furnaces, hot gases in the furnaces carry a considerable fraction of the lead up into the atmosphere in the form of fine particles. Although the amount lost is modified by smelting conditions and attempts to recover the fume, an approximate value for the fraction lost might be about 1%. These particles are mostly removed from the atmosphere by rain or snow. Meteorological conditions average out over a year, and precipitation mechanisms are highly effective in removing suspended aerosols, so that total concentrations of lead particles in the atmosphere respond within about a year to changes in smelting activities and an average of a year's accumulated precipitation will show little variation from year to year if smelting remains constant, but will change from year to year if the intensity of smelting changes. In recent decades, an additional source of lead in the atmosphere has been the burning of leaded gasoline. The fraction of lead produced each year which is burned in automotive and aviation fuels increased from zero in 1923 to 15% by 1955. In contrast to the low yield from smelter fumes, about 75% of lead in gasolines is converted to long-lived atmospheric aerosols after combustion, so that there has been a recent additional increase in the concentrations of lead in the atmosphere from this new source. As shown in Fig. 1, a record of the increase in lead content of the atmosphere is preserved as progressively younger and dirtier layers of snow in the polar regions of the earth.

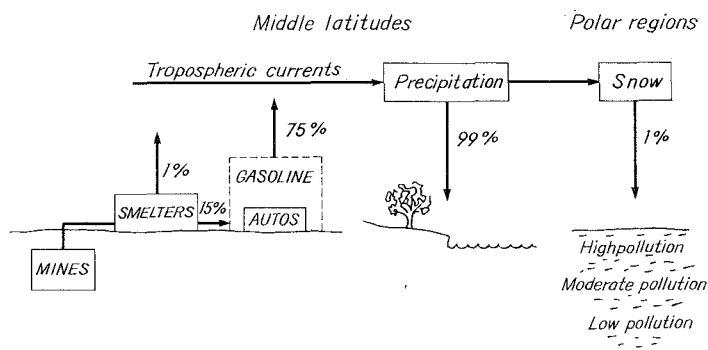


Fig. 1. Industrial lead cycle in the atmosphere.
Percentages given are crude estimates.

* 室住正世 Muroran Institute of Technology, Muroran, Hokkaido, Japan.

** Scripps Institution of Oceanography, University of California at San Diego, California.

*** Division of Geological Sciences, California Institute of Technology, Pasadena, California.

Recently, M. Murozumi, Tsaihwa J. Chow, and C. C. Patterson measured the concentrations of lead in the upper two centuries of snow layers near the North and South Poles¹⁾. They detected a large decrease in lead content going down to the older snows near the North Pole, but the lead contents of the snows near the South Pole were so small only a slight decrease was noted. They also showed that there were no similar changes in the amounts of rock dust and sea salts with time, and that the concentrations of these substances were too low to account for the amounts of lead present. They were thus able to detect recent lead pollution of the atmosphere and distinguish between relatively unpolluted southern hemispheric air and strongly polluted northern hemispheric air. The advantages of going to the thick ice shields in polar regions are that the yearly accumulations there are slight enough so that hundreds of years are accessible and the rate of horizontal flow of compressed snow and ice is insufficient to distort and mix hundreds of yearly layers (the disadvantages are that the pollution effect is greatly diminished, and collection of the snow samples there is difficult and costly). These findings suggest that it may be possible to examine frozen records of ancient atmospheres for changes in the intensity of industrial activity. Lead is particularly suitable for this purpose because in past millenia one of the fundamental indices of economy, silver, was obtained by smelting it out of lead. For each ton of silver produced some 400 tons of lead metal, on the average, were first smelted from ores and then cupelled, or oxidized, in a separate operation to yield the eagerly sought after silver which is more difficult to oxidize. In ancient times uses were gradually discovered for the enormous masses of pure lead that were made available by this operation, and thus was born the industrial utilization of lead. Lead metal was easily recovered from the oxide by simply smelting it with charcoal.

The reconstruction of world silver production and, as a corollary, world lead production, in ancient times would be of considerable interest to the economic historians. In a very approximate manner this can be done from evidence based on slag heaps whose sizes and ages have been estimated. The solid curve in Figure 2 shows the approximate production of silver in the world since silver was first smelted in northeastern Turkey 4,600 years ago²⁾. This curve also expresses very well (but in different units) the approximate world production of lead, except for the period after the Industrial Revolution. The 400 to 1 relationship does not hold very well between lead and silver during that last interval, for, in fact, silver production leveled off at about 6000 tons per year after 1880, while lead production continued to climb, as shown by the dotted extension, to some 2,000,000 tons per year at present.

1) Discussed at the 60th Annual Meeting of the Air Pollution Control Association, Cleveland, Ohio, June 11-16, 1967: "Changes in Concentrations of Common Lead in North Polar Snows with Time." M. Murozumi, T. J. Chow and C. C. Patterson.

2) Preliminary figures. A full discussion and evaluation of these data is being written and will be published. (*Geochimica Cosmochimica Acta* Vol. 10. 1969)

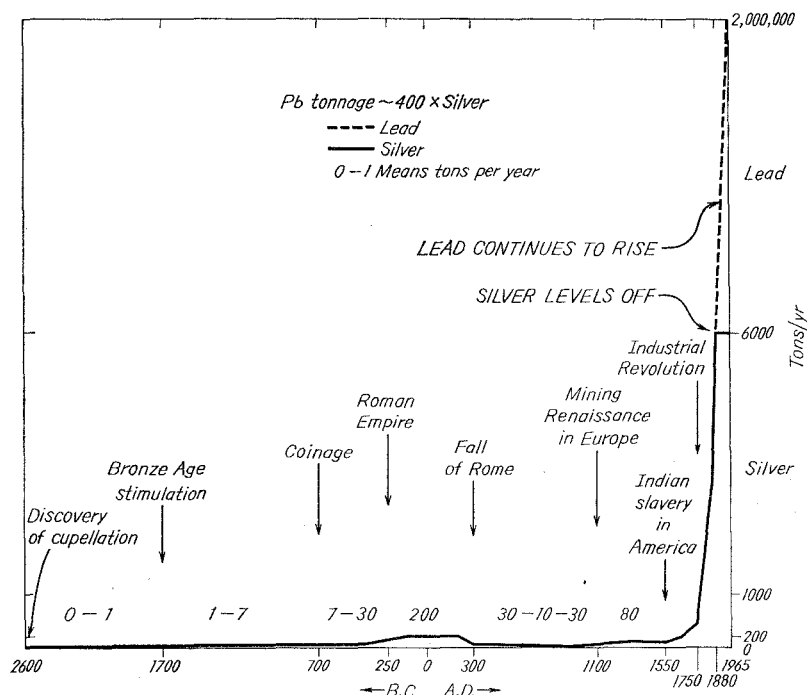


Fig. 2. Total world silver and lead production since the earliest times. Figures are preliminary.

Considering what has been discovered about the variation of lead in polar snow strata, would it be possible to check the magnitude of silver-lead production during the time of the Roman Empire by actual measurement? Also, would it be possible determine the time of minimum production during the Medieval period?

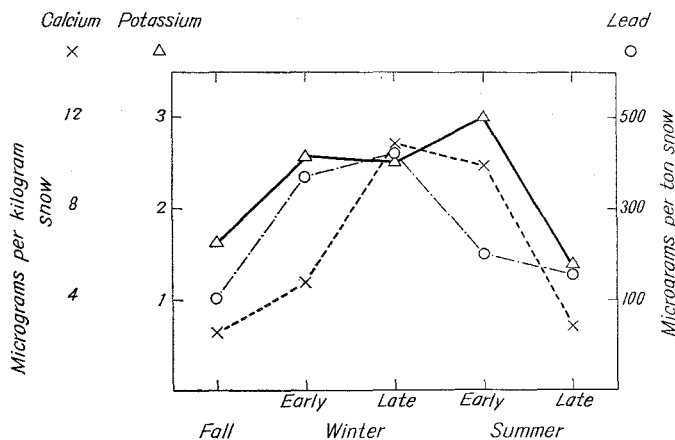


Fig. 3. Seasonal variation in chemical composition of snow at 80 km ESE of Camp Century, North Greenland (76°50' N 58°30' W).

It seems feasible, but further development of present techniques would be necessary. The data already collected can be used to show how this could be done.

Figure 3 shows, near the North Pole, the seasonal variation of calcium, potassium, and lead concentrations in a single year's accumulation of snow found by Murozumi, Chow and Patterson. Most of the calcium and potassium came from clay dusts. It can be seen that in the mid-summer and fall, the concentrations of aerosols were low, while in the winter and early summer, they were high. These large variations, which are a function of meteorological conditions, can be smoothed out by mixing into a single sample snow accumulated during a period of three or four years. Unfortunately Murozumi et al. were unaware of this effect and the year to year samples which they collected and analysed each spanned were mixtures of about one and a half years accumulation which accentuated, rather than smoothed, this seasonal effect.

Figure 4 shows the concentration of sodium found in the snow as a function of time which at this location is largely derived from sea salts. It can be seen that for a span of 200 years there is no systematic increase of salt. Some of the variation is probably due to the samples at different time levels having different proportions of autumn and winter snows in them because each sample, covering about 11/2 years, was taken with a stratigraphic uncertainty greater than that interval. It will be noted that the oldest sample, dated at about 800 BC with

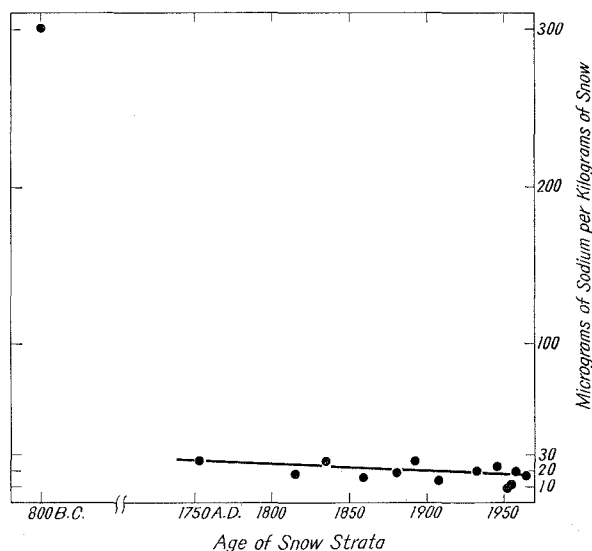


Fig. 4. Year to year variation of sodium in snow at Camp Century, North Greenland ($76^{\circ}10' N$ $61^{\circ}08' W$) (1753 AD to 1946 AD), and at 80 km ESE of Camp Century (1952 to 1965). High value is from ancient ice at west edge of shield near Camp Tuto (32 km E of Thule, Greenland). Virtually all of the sodium in all samples is derived from sea salts, not clay dusts.

C¹⁴³⁾ contains very much greater amounts of salt. This is because all the samples except that one were taken from locations in the interior of the Greenland ice sheet, where salt and dust from local seas and shores do not tend to penetrate, but the old sample was taken from a horizontal tunnel drilled into the edge of the ice sheet near the sea and shore, and it came from material highly contaminated with locally derived salts and dusts.

Figure 5 shows that calcium, representing clay dusts, is also affected by the improper sampling. The dust content clearly did not change with time at the interior location, although the old ice sample taken from the shore location was more dusty.

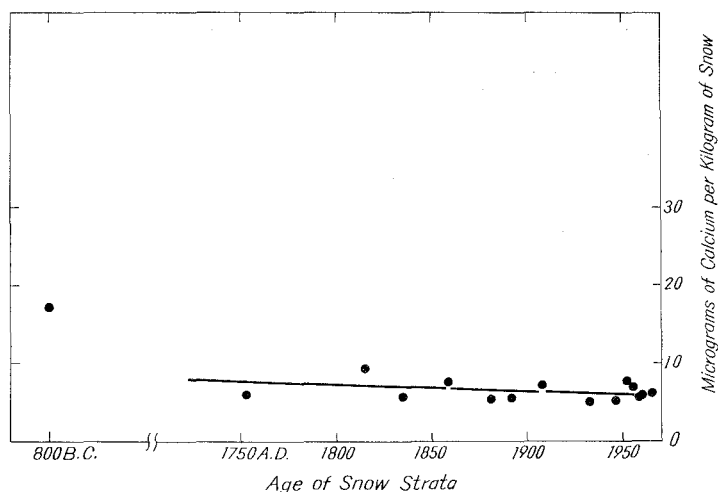


Fig. 5. Year to year variation of calcium in snow at Camp Tuto, Camp Century, and 80 km ESE of Camp Century. Most of the calcium is derived from clay dusts.

Figure 6 shows that the variation of lead in north polar snows increases dramatically with time. We also note that the salty millenia old ice contains the smallest amount of lead. The lead concentration observed in it is within a factor of three of that naturally expected from the salts and dusts present (the extra amount probably originates from the plastic drums and bottles). We would therefore expect 800 BC old snow from the interior to have a lower natural lead content, corresponding to its lower dust content. This would be less than one unit on the scale shown, or less than one part per million \times million of snow. The large scatters of the points from a smooth curve do not reflect year to year variations. They result from a difference in proportions of autumn and winter

3) H. Oeschger, B. Alder, H. Loosli, C. Langway and A. Renaud "Radio Carbon Dating of Ice", *Earth and Planetary Science Letters* 1, 194 (1966). Our sample is from near "location 1". Considering the much older age of "location 2", our sample may be older, rather than younger, than 800 BC.

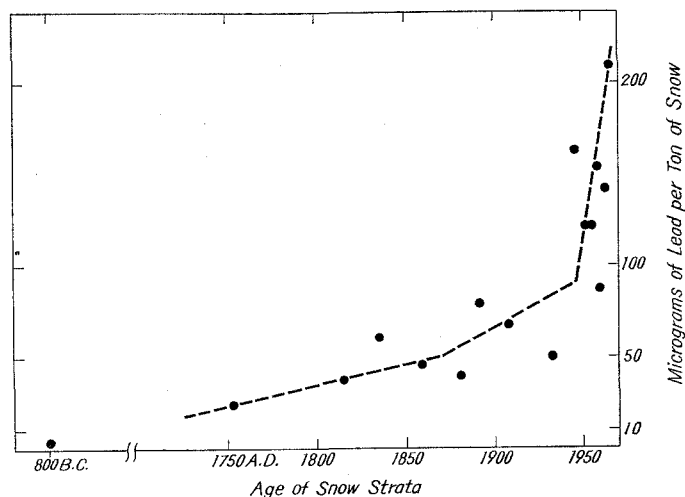


Fig. 6. Year to year variation of lead in snow at Camp Tuto, Camp Century, and 80 km ESE of Camp Century. Lead from natural sources is insignificant in all of these samples. Most of the lead assigned to the 2800 year old sample is probably contamination from industrial lead on the walls of drums and bottles, and was never in the snow. Nearly all of the lead assigned to the 1753 sample is industrial smelter lead actually in the snow. Snow from the Antarctic has assigned lead concentrations similar to the low value found for the 5000 year old Greenland sample.

layers in the samples which covered somewhat more than a year. For this reason it is not clear whether the observed lead curve faithfully reproduces the world lead production curve. Roughly, lead in north polar snow appears to increase by a factor of about four after 1750 and before 1940. After about 1940, there seems to be a sharp, additional increase by another factor of two or three. This is about what we might expect from the known increase of lead smelter production during the Industrial Revolution and from the known increase in burning of leaded automotive fuels during recent decades. Certainly, the data could be greatly improved by repeating the experiment using care to mix snow from about three years accumulation at each dated level.

This information only covers the period since the Industrial Revolution, however. Referring back to Figure 2, it can be seen that in approximate terms the level of lead production in Roman times was about equal to the level at the start of the Industrial Revolution boom in 1750 (lead lagged behind silver in 1750 because a lot of silver was then being taken from non-lead ores, so the silver curve in Figure 2 lies somewhat above a lead curve for that time). This means that the 1950 lead point in Figure 6 should correspond to what could be observed for a Roman lead point in ancient times. The lead value at 1750 is more than order of magnitude above the natural lead content of the snow, so there should be plenty of room for a Roman production peak to appear if it existed. If lead

production during Medieval times were an order of magnitude less than production during Roman times, however, it would be difficult to detect a two or three fold minimum during the Medieval period, since it would probably lie close to natural lead concentrations according to present analytical techniques.

An experiment designed to check by actual measurement the silver production or industrial activity in Roman and Medieval times would consist of three phases: the development of analytical techniques, the digging of a shaft, and the collection of samples.

At the present time the levels of lead contamination in laboratory analytical procedures are too high, but they can be reduced. The sample size is of the order of 50 liters of water. Four to six samples of this size are needed at each dated level for a proper evaluation of the lead concentration. For Roman times a 50 liter melted snow sample from North Greenland would contain only 0.6 micrograms of lead. Before analysis each sample is melted in a separate 30 gallon plastic drum and shipped from the collection site to the laboratory in a 13 gallon plastic bottle. Although in past experiments these containers were cleaned in vats of nitric acid, rinsed with pure water, filled with pure argon to displace lead contaminated air and sealed in plastic bags equipped with breathing filters, they were first shipped from the factory to the laboratory in the midst of auto traffic and were each thereby sprayed, literally, with thousands of micrograms of lead before they were cleaned. Upon evaluating the data it has become apparent that these very large containers, first contaminated and then carefully cleaned, apparently contributed about 0.05 micrograms of lead to each sample, which is too much, compared to that in Roman time samples, for accurate measurement. By collecting the plastic containers at the factory as they come off the production line and sealing them in plastic bags for shipment to the laboratory that source of contamination could be eliminated. At the present time, about 0.1 microgram of lead contamination is added to a 50 liter sample during analysis. The various sources and magnitudes of this contamination are now known (mainly reagents) and promising methods for reducing it by a factor of ten have been proposed. Although it has not yet been done, it is reasonable to suppose that techniques could be developed for the collecting, processing, and analysis of 50 liters of ice melt water with a total contamination of about 0.01 micrograms of lead. For Medieval times, 50 liter snow melt samples from the interior of North Greenland should contain about 0.05 micrograms of industrial lead, which means that measurement capability for the lowest expected concentrations should be above contamination background, providing suitable conditions for reasonably accurate measurements.

The necessarily large size of the samples requires that the ice be mined out in the form of large blocks from a shaft. In the previously sampled Arctic location, the inclined shaft was 1000 feet long and 300 feet deep, while it was 300 feet long and 150 feet deep at the Antarctic location. The shafts were driven with electric chainsaws and electric hoists. Samples were taken from the faces

of short, horizontal adits driven into the walls of the shafts. To prevent contamination, the investigators, at the time of collecting the blocks, were encased in plastic suits and gloves and worked with teflon handled, stainless steel tools that had been cleaned in nitric acid. The freshly removed ice blocks were exposed only a few moments before being sealed in plastic drums. They were melted on electrically heated baths and syphons transferred the water to large bottles. The shafts extended through about 200 annual snow layers. The difference in shaft depths was due to the difference in rates of snow accumulation at the two locations.

A section of more than 2000 annual layers of snow could be sampled by a shaft 1000 feet deep in the north Greenland icesheet near the central interior where snow accumulation is minimal. A 6 foot diameter vertical shaft could be rapidly excavated with a steam drill, which is simply a large heater, or ice melter, fed by steam. Snow shelves in polar regions become impermeable a short distance down, and as the ice shaft filled with melt-water it could be pumped out with an electric pump which followed the heater down. The major requirements would include: a head-frame with attached pulleys, electric winch, and drums capable of handling a five ton load for a length of 1500 feet; generators capable of delivering 100 kW with accessory transformers and transmission lines; several large diesel fuel bladders and accessory pumping equipment; a diesel steam generator; a diesel snow melter with auxiliary storage tank and tractor skip loader; several thousand feet of high pressure, flexible, linked, steam hose plus several thousand feet of high pressure, linked, water hose capable of withstanding a pressure of 1000 psi; several thousand feet of low resistance electric cable; hut enclosure for the head frame assembly, hut enclosure for the generator and snow melter assembly; subsistence and communication units for six working plus four emergency men. After the shaft had been dug, an elevator would be installed on the head frame in place of the steam melter, and the shaft would be wired for power. Short, horizontal adits would be excavated from the walls of the shaft with electric chain saws at appropriate levels. The debris removed by this operation could be dumped into a previously prepared, bell-shaped sump at the bottom of the shaft which had been melted and pumped out when the shaft was dug if it was decided that this would not set up unduly hazardous stresses. If it would be too hazardous then the debris from the side adits would have to be hoisted out which would require additional time. In the sample collecting stage the following year, a laboratory hut would be installed, the ice blocks would be collected, melted, and aliquoted into bottles. It would be difficult to dig the shaft and collect the samples in one season. Even though the work would be within areas unexposed to storms, it might be too exhausting and tedious to be carried out by a wintering-over party. The additional hazards of such an operation might not be balanced by a sufficient diminution of the wall closure hazard. The shafts and adits could be dug in one season and samples from thirty to forty locations could be taken the following summer.

Wall closure above an 800 foot depth might not exceed 20% in a year.

Below that depth, wall closure could be compensated for by enlarging the shaft diameter below that level initially, anticipating about 50% closure within 15 months. For the small void volumes and rounded cross-sections involved, it seems likely that only plastic flow closure without rupture would ensue. Some consideration might be given to the shape of adits that would avoid concentration of stresses and spalling.

The number of required air flights would be small. Operating from Thule, round trip air time for a ski-equipped C-130 to the shaft site would not exceed four hours, allowing 1 hour for unloading and pre-take-off runway packing runs. This short weather prediction time should permit an adequate number of supply flights to be tightly bunched early in the season. In the first season the freight flights might consist of four to bring in the huts plus supplies, two for fuel, and two for auxiliary equipment. In the second season the flights might consist of one for subsistence and personnel, two for container delivery, two for water sample pick-up, and two for equipment retrieval. Much material would be abandoned. The skip-loader might be used to prepare the runway, but it is likely that the expense of jato takeoffs would be required in most instances. The cost of the operation, excluding air transportation and some borrowed major equipment which would include both an electric and a steam generator, winches, huts, subsistence and communication equipment, and vehicles, might come to \$ 200,000 for supplies and salaries for analytical development, collecting, and analysis. The time involved would amount to about two years for development, two years for collecting, and two years for analysis. Time and costs must be provided for in the development of the head-frame, steam melter, elevator, water pump linkages, and removable cable shackles used for the attachment of water, steam, and electric lines to the hoist cable. Although this appears to be a rather extensive operation for one experiment, it could be coupled with several congruent ones.

There are other substances besides lead which might be used as atmospheric indicators of the intensity of industrial activity in medieval and ancient times. Vanadium is one. Like lead, it is a rare element and does not occur naturally to any great extent in air, but it is concentrated in the ash of coal and other carbonaceous fuels. It is virtually certain that the vanadium content of snows would reflect the increase which has occurred in the rate of coal burning. Elements such as iron would record the increase of iron smelter production, but the natural iron content of the atmosphere is high because it is abundant in clay dusts, and the natural iron background in snow might be too high. On the other hand, copper might be a good possibility. It could be measured by neutron activation. Murozumi, et al., used very large volumes of water for their samples, and upon melting their samples in large, separate, very clean, white drums, they observed faint, dark, carbonaceous rings where the water surface had been, whose intensity faded out as the ages of the snow layers from which samples were taken increased to three or four decades. It may be that a sensitive chromatographic

technique could be developed which would detect an organic atmospheric constituent of burned fossil fuels.

A number of physical property studies of ice under extreme pressures, previously impossible with coring techniques, could be carried out. Wintering over parties could make use of the surface site for more typical studies.

In any case, it seems perfectly feasible to measure relative changes in silver production and industrial activity at various times several thousand years ago. The lead experiments that have already been carried out and cited above were supported in several seasons at Camp Tuto and Camp Century, Greenland, as part of the operations of the U.S. Cold Regions Research and Engineering Laboratory at Hanover, New Hampshire. Laboratory work and supplies were funded by the U.S. Atomic Energy Commission and the U.S. Public Health Service. Lead measurements at Byrd Station in the Antarctic were funded by the Antarctic Research Program of the National Science Foundation and the U.S. Atomic Energy Commission.

(Read before "at the International Conference on the Application of Science to Medieval Archaeology", October 1967, Los Angeles.)

(Received April. 28, 1969)

Studies on the Estimation of Lower Explosive Concentrations for Dust Clouds by Means of the Fluidizing Procedure

Hiroshi Yanai* and Asaya Nishimura**

Abstract

In this paper there has been given the experimental description on the estimation of lower explosive limits by means of the fluidizing procedure, using a convenient and useful apparatus made of glass. Since each test for determining ignition and flame propagation was conducted, while carefully checking the fluidized state of dusts by observation, samples to be tested for this apparatus should be taken to be coarser and to be more narrow size range than those for conventional apparatus.

The results can be summarized as follows:

- 1) This procedure, maintaining more uniform dispersion of each particle, has been probed to be convenient and useful in order to determine the lower explosive limit.
- 2) The lower explosive limit is decreased proportionally with decrease in the average diameter of dust clouds and the linear distance L between dispersing particles in the idealized model at this point is also reduced proportionally. The effect of average particle diameter on the lower explosive limit is greater for wood flour than for other samples.
- 3) The explosibility of wood charcoal dusts is closely related to their volatile constituents. At a given intensity of ignition source, however, increasing of volatile matter in the range of 12 to 30% has little effect on the lower explosive limit.
- 4) It can be seen that in so far as these tests are concerned, the lower explosive limit of dust mixtures may adequately be expressed by the equation of Le Chatellier.

1. Introduction

The economic importance of industrial dust explosions has long been recognized for the safe design and operation of plants in various dust-producing industries. However, it is not usually economically feasible to design systems to eliminate all possibility of dust explosions. In spite of all precaution taken to eliminate or protect the possibility of an ignition source, sufficiently intense to ignite the mixture, still exists.

Dust clouds like gas-air mixtures have well defined lower explosive limits. In recent years, an intensive investigation of explosion for industrial dusts has been undertaken^{1)~3)}. According to Fishkin and Smith¹⁾ "the handling of dust explosion hazards is far from an exact science." They have suggested that there

* 柳井 弘 Member of Japan Society of Chemical Engineers, Muroran Institute of Technology, Muroran, Hokkaido

** 西村朝也 Kyoyo Gas Co., Ltd., Ichikawa, Chiba.

is still much work to be done on problems of these fields.

In the case of the previous work done on evaluation of the lower explosive limit, it was difficult to produce and maintain a perfectly dispersed dust cloud. The manner of dispersing dust into a cloud is important because it affects uniformity of dust clouds. There are some problems for dust-dispersing mechanism to assure dust cloud uniformity and consistent, reproducible results in comparison with gas mixtures. Accordingly, one of the reasons for the variation of experimental results is considered to be imperfect dust dispersion, incomplete combustion. Until now little progress has been made toward a practical solution of uniform dispersing.

The types of dispersing procedure that had been described in the literature might be classified as (1) pressure method^(3),5) and (2) reduced pressure method⁽¹⁾. Dust clouds were created by dispersion of weighed quantities of dusts (1) with jets of compressed air, or a blast of dry air (2) by evacuating the combustion chamber and releasing. When these conventional procedures are adopted, explosive clouds of relatively coarse particles cannot be kept in uniform suspension for longer than a fraction of a second. Especially with increased volume of combustion chamber, it becomes more difficult to produce uniform dust clouds. Therefore, to achieve ignition at the optimum concentration it is important that ignition and dust dispersion be carefully coordinated.

A satisfactory procedure, maintaining more uniform dispersion of dusts, for observing ignition and flame propagation of various flammable dusts at lower explosive concentration has been developed. In this paper there has been given an experimental description on the characteristics of this apparatus and the results obtained from it.

2. Experimental

2-1 Preparation of samples

The conditions necessary for this fluidized procedure should be prepared the sample ranging sufficiently narrow size distributions. Wood charcoal dusts of different degrees of carbonization (carbonized temperature was 300, 400, 500, 600 and 700°C respectively) were prepared in the stainless steel retort, passing through a current of nitrogen. A recrystallization of several times was effected in the purification of naphthalene and anthracene. The samples such organic dusts as naphthalene, anthracene, wood flour and wood charcoal were carefully screened with a close series of Tyler standard sieves in order to obtain narrow size fractions. As these materials were all somewhat hygroscopic they should be dried before the separation were initiated.

The properties of the samples to be tested are shown in Table 1.

Table 1. Properties of the Samples to be treated

Dusts	Carbonized temperature °C	Volatile matter ¹⁾ %	True density ²⁾ ρ (g/cm ³)	Average particle diameter \bar{d} (μ)
Naphthalene			1.17	0.109
				0.145
				0.207
Anthracene			1.25	0.062
				0.113
				0.197
Wood flour			1.54	0.059
				0.111
				0.161
Wood charcoal	300	38.6	1.45	0.111
				0.161
				0.211
	400	29.7	1.53	0.111
				0.161
				0.211
	500	22.4	1.54	0.111
				0.161
				0.211
	600	12.5	1.57	0.111
				0.161
				0.211
	700	9.7	1.64	0.111
				0.161
				0.211

1) Volatile matter is determined by the percentage loss in weight of given samples after ignition at 950°C for 7 minutes.

2) True density is determined with benzene, standing at 24°C after 3 days using a pycnometer.

2-2 Apparatus and Procedure

Numerous trials were made with various devices in order to obtain uniform dispersion of dusts. A satisfactory apparatus has been developed in order to estimate ignition and flame propagation at the lower explosive limit of various flammable dusts by means of the fluidizing procedure.

Such an apparatus is shown in Figure 1. Main parts of this apparatus consist of a cylindrical combustion chamber, 2.5 cm diameter by 26 cm long, of hard glass, a flow distribution filter, 3 mm thickness, of porous fused glass and two sets of ignition spark source spaced 4 and 7 cm apart from the filter. Each ignition system consists of two platinum electrodes 5 mm apart. Details of combustion

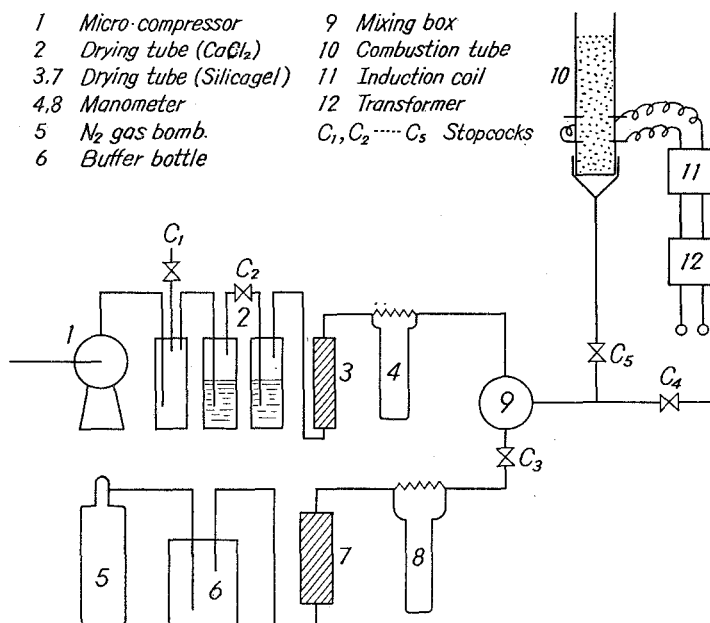


Fig. 1. Apparatus for determination of lower explosive limit of dust clouds by means of fluidizing procedure.

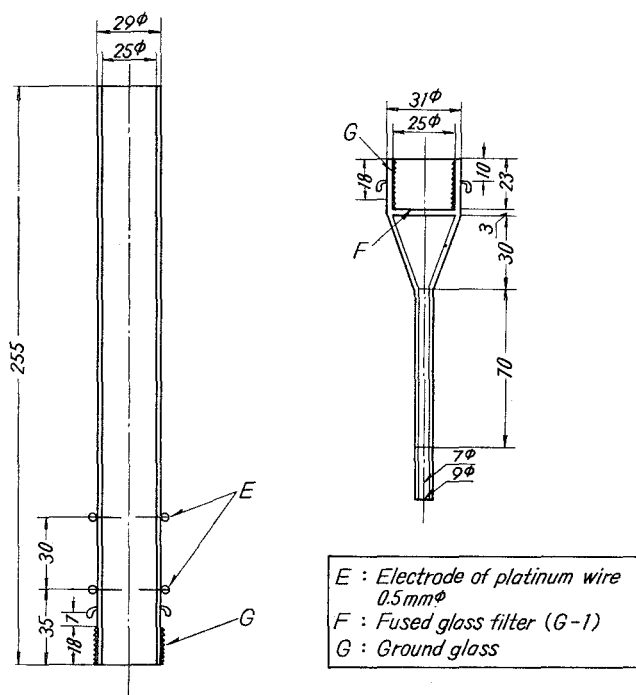


Fig. 2. Details of combustion chamber made of hardglass.

chamber are shown in Figure 2. Since moisture is frequently affected the explosibility of dusts, it is removed by passing through a series of drying tubes. An adequate flow rate for each dust must be determined in preliminary tests and the preliminary experiments for handling of the apparatus is also necessary. Otherwise, when particles are fluidized, part of them will fly out of the chamber with air flow.

To obtain test data, a measured quantity of dusts was placed on the glass filter and the coke was turned. A dry air was then allowed to pass into the combustion chamber through the filter. The dust mixtures were dispersed upward with a slight shock at the cylinder wall. Care should be taken to be fluidized particulary. The cloud thus generated was ignited by use of a high voltage electric spark between two pointed electrodes. In all tests the time interval was 6 sec and the flame propagation through dust clouds was observed.

In performing repetitive tests it is not difficult to produce two dust clouds of the same uniformity. By selecting flow rate corresponding to optimum fluidizing conditions to which each particle can be suspended uniformly, the lower explosive limit can be estimated with higher degree of certainty.

2-3 Calculation

The lower explosive concentration p (mg/l) is given by the following expression,

$$P = 1000 a 4/\pi D^2 H$$

where a (mg) is the weight of sample used, D (cm) is the inner diameter of combustion chamber, H (cm) is the height of fluidizing zone.

For an idealized case where the particle is supposed to be composed of spheres all the same size, assuming the regular and uniform dispersion of particles as shown in Figure 3, the linear distance L (cm) of particle-particle at the lower explosive limit can be calculated approximately from the following expression

$$L = 2(r' - r) = 2r((\rho/p \times 10^{-6})^{1/3} - 1)$$

where r (cm) is the radius of each particle, ρ (g/cm³) is the true density of particles.

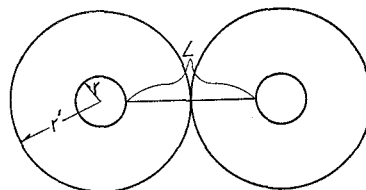


Fig. 3. Distance between dispersing particles in the idealized model of lower explosive concentration.

3. Results and Discussion

The factors that affect the ease of ignition of dust particles in suspension are principally the chemical and physical properties of dust, properties of the atmosphere in the explosion space and ignition source in the test. Figure 4 illustrates the effect of intensity of ignition source on the lower explosive limit of various dust clouds. It is confirmed that the lower explosive concentration is increased with decreasing the electric spark energy required for ignition at a given average

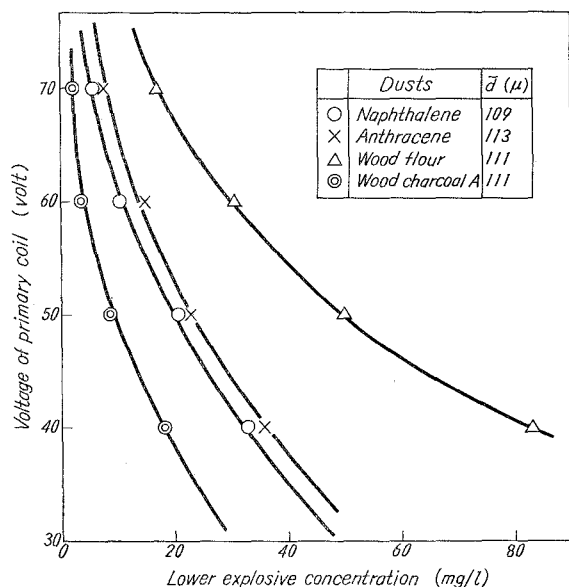


Fig. 4. Lower explosive limit curves of various dust clouds having the average particle diameter of 111μ

wood flour than for naphthalene, anthracene, or wood charcoal dust. No measurable differences are observed between naphthalene and anthracene.

As can be seen from Figure 6, at a given spark energy increase in volatile combustion content in the range of 12 to 30% has little effect on the lower explosive limit, but further increase or increase up to about 12% in volatile matter results in considerable reduction in it. Thus the explosibility of wood charcoal dusts which there is some difference in carbonization temperature is closely related to their volatile constituents and it is probable that vapors evolved from the dust, or in some instances gases decomposed the outer part of particles by spark are ignited during the incipient stage of explosion.

Relation between the minimum explosive concentration and the limiting percentage of oxygen in atmos-

diameter.

Smaller particles are dispersed more readily, remains in suspension longer, and burn more rapidly. These are chiefly due to the increase in the rate of the reaction with decreasing size of particles. The sample surface area is also important because combustion occurs at the surface and the total exposed area of particles affects the rate of reaction. This is apparent in Figure 5. At a given intensity of ignition source further decrease in the average diameter will cause a decrease in minimum explosive concentration. The effect of the average diameter is greater for

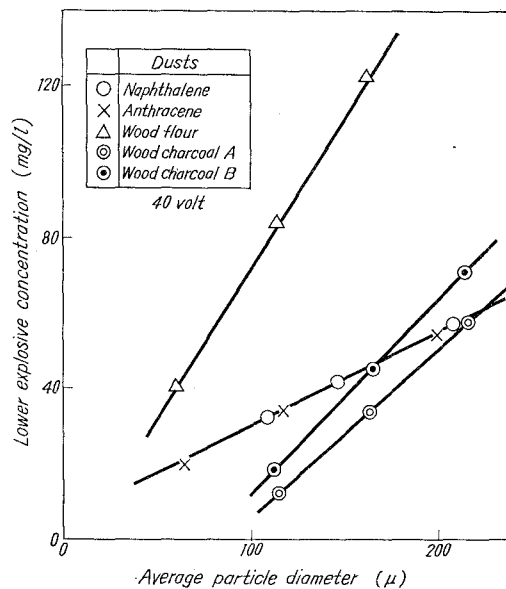


Fig. 5. Effect of average particle diameter of various dust clouds on the lower explosive limit

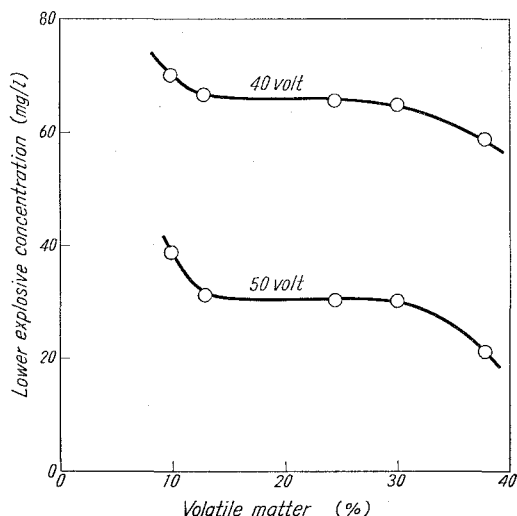


Fig. 6. Effect of volatile matter of wood charcoal dusts on the lower explosive limit, average particle diameter 211μ

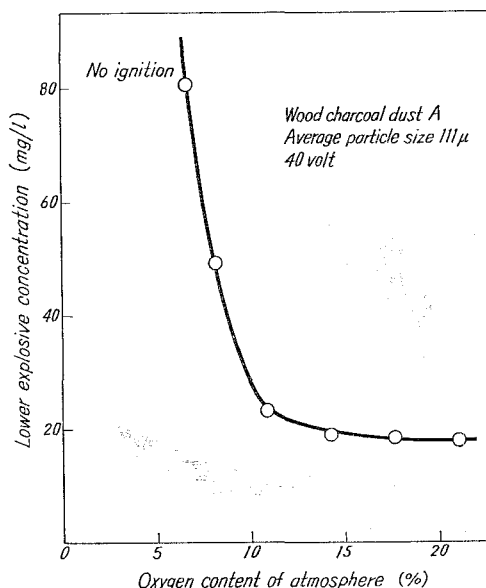


Fig. 7. Effect of oxygen content of atmosphere on minimum explosive concentration of wood charcoal dust clouds

phere containing dust clouds, below which dusts cannot be ignited by electric sparks is also confirmed. This is illustrated in Figure 7 for wood charcoal dust A of 111μ in average diameter, other variables being fixed. Tests are shown that wood charcoal dust A will not maintain combustion if the oxygen content is reduced to about 6% by dilution of air with nitrogen.

As the proportion of the flammable dust to the supporting gas is decreased, a lower explosive concentration is reached at which point it can be imagined that the flammable particles are too widely separated to support the rapid flame propagation needed for an explosion. Experiments are shown that as the particle size decreases, generally the lower explosive limit is reduced and the linear distance (L) of particle-particle at this

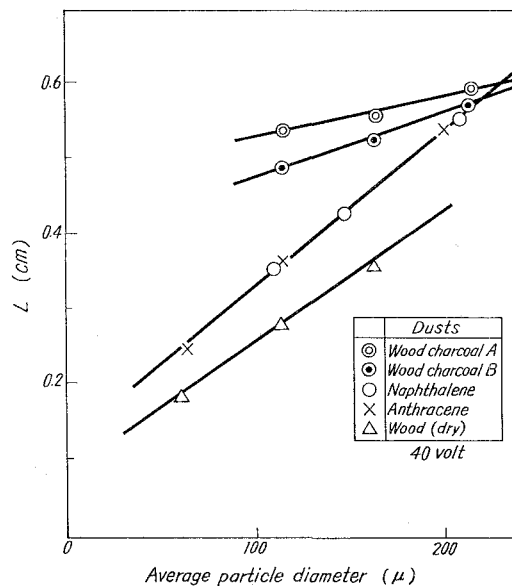


Fig. 8. Effect of fineness on the linear distance of particle-particle at the lower explosive concentration.

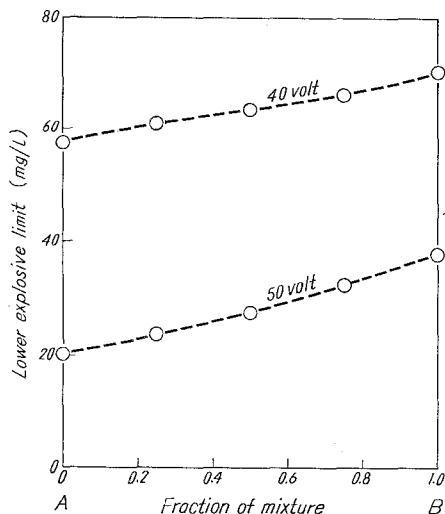


Fig. 9. Lower explosive limit of dust mixture of wood charcoal A and B
Average particle diameter 211μ

point is also reduced as illustrated in Figure 8. As may be expected, higher distance between particles is obtained in explosions of coarse dust than in those of fine dust. However the expression of L can be regarded only as an approximation for an idealized condition by assuming the regular and uniform dispersion of dusts as shown in Figure 3.

The wood charcoal dusts (A and B) that were carbonized at the temperature of 300 and 700°C were used as blending samples. The average diameter of these dusts was 211μ . Figure 9 shows the effect of increasing proportions of B on the lower explosive limit. It increases nearly linearly with increasing proportion of B. Broken lines are shown the values calculated from

the equation of Le Chatellier that is adapted for the explosion of gas mixture.

Since each test for determining ignition and flame propagation was carried out, while carefully checking the fluidized state of particles by observation, particle size of samples for this apparatus should be taken to be coarser than those for conventional apparatus. In examining these data it should be remembered that the resulting values of lower explosive limit were to be larger than those of conventional apparatus because heat lost to the surroundings, which is a function of the flow rate, increases owing to the difference of dispersing mechanism, whereas the resulting values were to be smaller than those of previous investigations owing to the more regular and more uniform dispersion of dusts.

From the consideration of two points described above, the resulting values have been concluded to be relatively accurate in comparison with the previous investigations by the conventional apparatus. As very little is known at present of the basic mechanism of ignition of dust particles, the true significance of all the influencing factors is not fully understood. Based chiefly on the estimation of flame propagation of ignited dust particles, or lower explosive limit, it has been shown that the fluidized procedure was a convenient and useful method.

(Received Apr. 14, 1969)

References

- 1) Fishkin, C. I. and Smith R. L.: Chem. Eng. Progress **60**, 45 (1964).
- 2) Hartmann, I.: Ind. Eng. Chem. **40**, 752 (1948).
- 3) Meek, R. L. and Dallavalle, J. M.: Ind. Eng. Chem. **46**, 763 (1954).
- 4) Hartmann, I.: Chem. Eng. Progress **53**, 107 (1957).
- 5) Hartmann, I. and Nagy, J.: Ind. Eng. Chem. **49**, 1734 (1957).

静荷重を受ける鉄筋コンクリートばりの せん断抵抗について

(既往の実験結果による検討)

荒 川 卓

On Shear Resistance of Reinforced Concrete Beams under Static Loads

— Analytical Studies from Experimental Data —

Takashi Arakawa

Abstract

This paper points out the inadequacies of the standards for the allowable unit shearing stress and web reinforcement, based on the results of the experiments of reinforced concrete beams carried out by the author as well as other researchers in Japan and abroad. The author proposes the revision of concerning terms in the AIJ Standard for Structural Calculation of Reinforced Concrete Structures. Analytical studies from experimental data are stated in the sections as follows:

- (1) Comparison of the values computed by the author's empirical formula and the test results.
- (2) Locations where the unit shearing stress in reinforced concrete members shall be computed and where web reinforcement is required.
- (3) Contribution of web reinforcement.
- (4) Relationship between the shear failure on the author's formula and the flexural failure on Umemura's formula.

I. 緒 言

鉄筋コンクリートばりのせん断強度性状については、いまだに理論的解析が達成されていないため、各国とも多数の実験的研究に基づく設計法を採用している。

先に著者は、大野和男博士が提案した連続ばり逆対称集中荷重形式の載荷法により、156本の試験体による一連の実験を行ない、斜めひび割れ強度(τ_c)及びせん断終局強度(τ_u)に及ぼす諸要因を明らかにして、従来不統一であった実験結果を統一的に包括する実験式*を誘導し、この式に基づき、現行の鉄筋コンクリート構造計算規準中のせん断条項に検討を加え、規準改

* $\tau_c = k_c(500 + F_c) \cdot 0.17 / (a/d + 3.4)$ 。 $\tau_u = k_u \cdot k_p(180 + F_c) \cdot 0.23 / (a/d + 0.23) + 2.7 \sqrt{p_w \cdot s \sigma_y} = \tau_{u.o} + \tau'_w$ 。 k_c , k_u : 断面寸法による補正係数で $d > 40$ cm では 0.72。 $k_p = 0.82 p_t^{0.23}$: 引張鉄筋比 $p_t(\%)$ による補正係数。 F_c : コンクリート強度 kg/cm^2 。 $p_w = a_0/b \cdot x$: 補強筋比。 $s \sigma_y$: 補強筋の降伏点応力度 kg/cm^2 。

訂についての私案を提起した¹⁾。

柴田拓二博士は、更に 147 本の試験体による各種載荷条件下の実験を行ない、上記の実験式を一部修正** することにより、せん断補強のないはりのせん断終局強度推定式として、単純ばり及び分布荷重時にも適用し得るよう拡張した²⁾。

近時、鉄筋コンクリートラーメンの設計が終局強度を対象とする傾向が強くなり、使用材料としてのコンクリート及び鉄筋の許容応力度についても、これらの高強度化を対象として、日本建築学会構造標準委員会及び建設省が中心となり、現行基準の許容応力度体系の不都合な点を再検討しつつある。

本報は、過去約 20 年間に行なわれた静荷重下における鉄筋コンクリートばりのせん断に関する内外諸家による既往の実験結果に基づき、次項の諸点に検討を加え、現行規準のせん断条項改訂のための一資料として再提示するものである。

- (1) 斜めひび割れ強度 (τ_c) とせん断終局強度 (τ_u) の実験下限値を包絡する曲線式。
- (2) 設計用せん断応力度 (τ) の検討範囲とせん断補強の必要範囲。
- (3) せん断補強筋の効果。
- (4) せん断終局強度と曲げ終局耐力の関連 (せん断破壊と曲げ破壊の限界)。
- (5) 許容せん断応力度とせん断補強方法。
- (6) 軽量鉄筋コンクリートばりのせん断強度性状。

II. 既往の実験結果による検討

1. 斜めひび割れ強度 τ_c 及びせん断終局強度 τ_u の下限値式

内外の諸家^{1)~42)} による実験結果の中、せん断破壊を生じた資料のみを対象とする。本文に採用した全資料数の内訳を表-1 に掲げた。図-1、図-2 は実験値 $\tau = Q/bj$ (Q はせん断力 kg, b ははり幅 cm, j は材の応力中心間距離で $j = 7 \cdot d/8$) と著者の実験式 (前頁脚注参照) による計算値との比較を $M/Q \cdot d$ 別に図示したものである。

図示の様に、 $M/Q \cdot d$ の小さい範囲ほど実験値の変動が大きいが、これは主に試験法の差異によるはりの内応力伝達機構、破壊形式及びせん断補強効果などの相違に基因しているものと考えられる。しかし全実験資料に対し、不合格率 (累積度数分布) 5% を与える τ_c 及び τ_u 計算値を下限値 (計算値に対する強度の低減率を n_c , n_u とする) と仮定すれば、この場合の計算下限値 $\tau_{c,min}$ 及び $\tau_{u,min}$ はそれぞれ次式で表わされる。

$M/Qd < 3$ では、

$$\tau_{c,min} = n_c \cdot \tau_c = \alpha \cdot k_c (500 + F_c) / (M/Q \cdot d + 1.7) \quad (1)$$

** せん断スパン a とはりの有効せい d の比 a/d を $2M/Q \cdot d$ と置換する。 M : 曲げモーメント。 Q : せん断力。

表-1 諸家による実験資料数*

研 究 者 名		加力形式**	M/Qd の範囲	F_c の範囲 (kg/cm ²)	斜めひび割れ時 資 料 数		せん断破壊時 資 料 数	
					$p_w=0$	$p_w>0$	$p_w=0$	$p_w>0$
国 内	大野・柴田・荒川 ^{(1),(2),(7),(8)}	連・集	0.465~3.95	158~352	93	122	91	99
	〃	連・分	0.82 ~2.08	226~242	12	—	22	—
	〃	単・集	1.40 ~4.96	199~319	16	21	16	20
	〃	単・片持・分	1.44 ~3.83	236~253	9	—	24	—
	若林 ⁽⁴⁾	単・集	1.21 ~2.42	128~289	11	4	11	4
	黒正・鈴木 ^{(3),(40)}	〃	1.19 ~3.57	190~284	3	15	3	15
	末永・佐々木・川原 ⁽⁵⁾	〃	1.82	193~229	—	25	—	25
	小倉・亀田 ⁽⁶⁾	連・集	1.74 ~1.77	142	—	6	—	6
	船越 ⁽⁹⁾	単・集	2.0	198~445	25	—	25	—
	中川 ⁽¹⁰⁾	〃	0.864~1.15	182~378	—	—	—	48
	明石 ⁽¹¹⁾	〃	1.17 ~3.00	308~458	42	—	41	—
	高橋・武田・他 ⁽¹²⁾	連・単・集	0.66 ~2.64	175~227	—	6	—	6
	上村 ⁽³⁴⁾	単・集	1.75	126	—	9	—	9
	水野・徳光・清永 ⁽³⁷⁾	〃	0.57 ~1.37	430	4	—	4	—
	西林・小材・吉岡 ⁽³⁸⁾	〃	2.06 ~2.94	247	6	—	6	—
	村田 ⁽⁴¹⁾	〃	2.14	200~599	7	—	7	—
国 内 計			0.465~4.96	126~599	228	208	250	232
国 外	Clark ⁽¹³⁾	単・集	1.16 ~2.43	141~485	—	—	12	50
	Moody, Viest 他 ⁽¹⁴⁾	連・集	0.76 ~2.00	153~423	58	35	58	35
	〃	単・集	1.52 ~3.42	124~420	36	2	36	2
	Morrow, Viest ⁽¹⁵⁾	〃	1.42 ~8.38	115~481	37	—	37	—
	Chang, Kesler ⁽¹⁶⁾	〃	2.05 ~4.10	152~394	25	—	—	—
	Mathey, Watstein ^{(17),(24)}	〃	1.51 ~3.78	223~328	25	—	34	—
	Rodriguez, Kesler 他 ⁽¹⁸⁾	連・集	0.68 ~2.04	165~279	15	29	14	25
	Siess, Cossio ⁽¹⁹⁾	単・集・分	1.00 ~6.6	190~465	35	—	36	—
	Bower, Viest ⁽²⁰⁾	連・集	1.22 ~7.48	188~306	30	—	30	—
	〃	単・集	3.34 ~4.47	200~252	3	—	3	—
	Taylor ⁽²¹⁾	〃	4.20	224~457	23	—	25	—
	Leonhardt, Walther 他 ^{(22),(23)}	単・集・分	1.00 ~6.00	140~471	—	—	51	4
	〃	連・集	1.12 ~3.04	324~381	—	—	4	6
	Bresler, Scardelis ⁽²⁵⁾	単・集	3.92 ~6.94	230~383	3	6	3	6
	van den Bery ⁽²⁶⁾	〃	2.12 ~4.88	181~790	44	—	44	—
	Rawdon de Paiva 他 ⁽²⁷⁾	〃	0.667~1.33	203~377	6	4	6	4
	Krefeld, Thurston ⁽²⁸⁾	単・集・分	1.17 ~8.52	114~494	121	—	121	23
	Kani, ⁽²⁹⁾	単・集	1.00 ~8.01	252~314	—	—	52	—
	Ramakrishnan ⁽³⁰⁾	〃	0.295~0.617	200~253	—	—	6	—
国 外 計			0.295~8.38	114~790	461	76	572	155
合 計			0.295~8.38	114~790	689	284	822	387

* 本文に採用した数。

** 単：単純ばり，連：連続ばり，集：集中荷重，分：分布荷重。

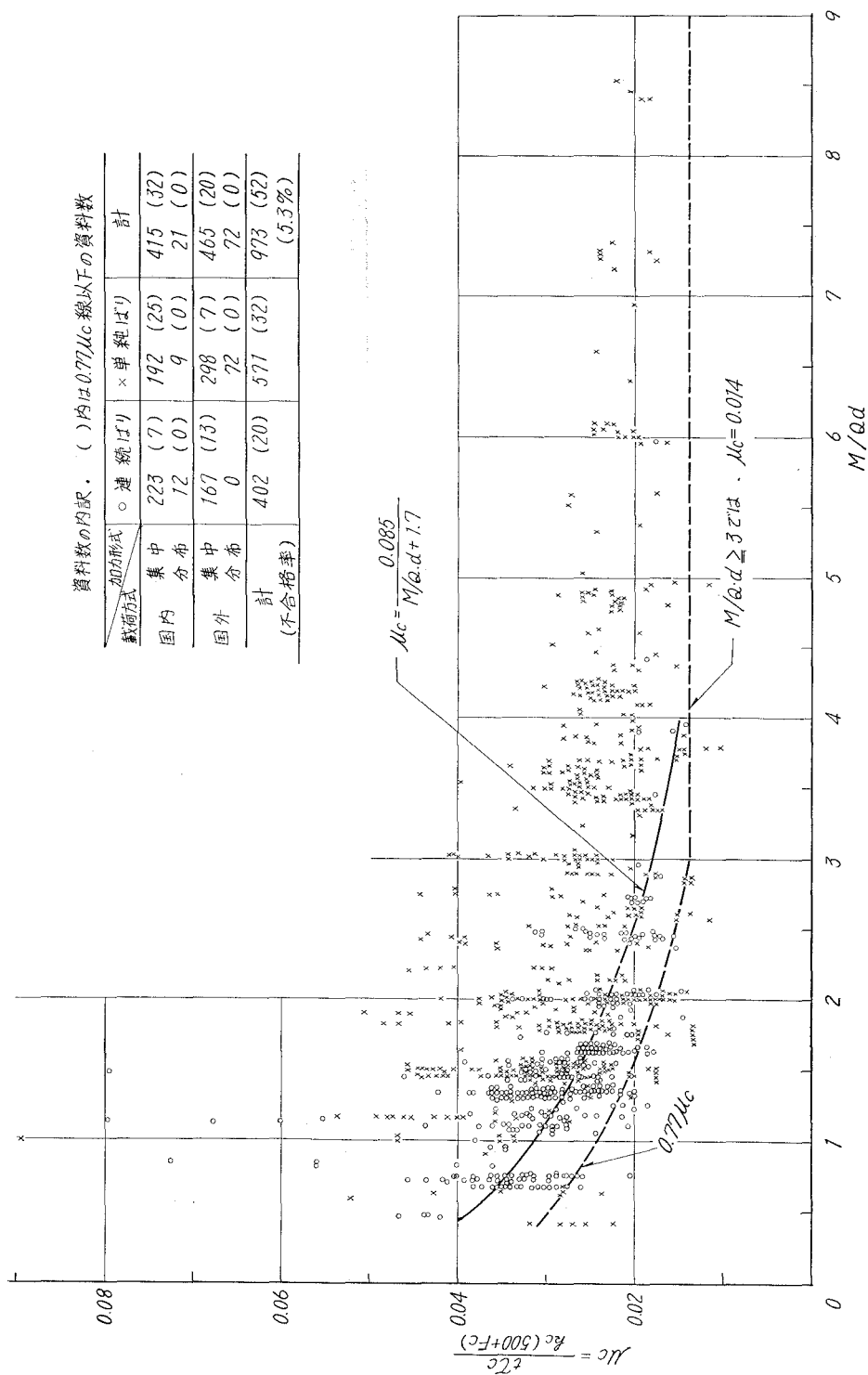


図-1 計算値と実験値の比較 (斜めひび割れ発生時)

資料数の内訳、()内は0.80 μ 線以下の資料数

載荷方式	加力形式		○ 連続はり	× 単純はり	計
	集中	分布			
国内	集中	198 (16)	238 (21)	436 (37)	
	分布	22 (0)	24 (0)	46 (0)	
国外	集中	172 (14)	467 (10)	639 (24)	
	分布	0	88 (0)	88 (0)	
	計	392 (30)	817 (31)	1209 (61)	
(不含格率)					(5.0%)

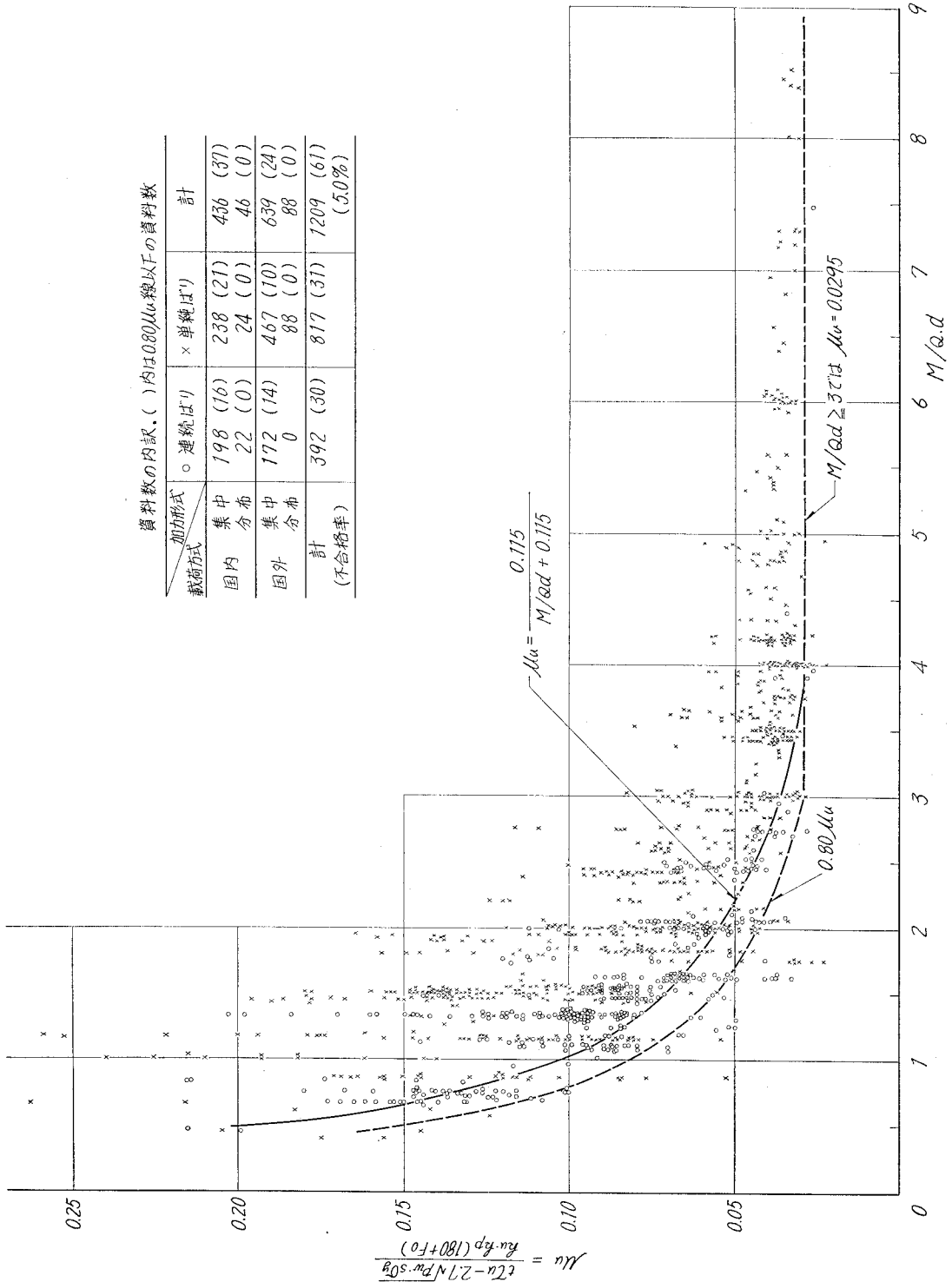


図-2 計算値と実験値の比較 (せん断破壊時)

$$\tau_{u,\min} = n_u \cdot \tau_{u,o} + \tau'_w = \beta \cdot k_u \cdot k_p (180 + F_c) / (M/Q \cdot d + 0.115) + 2.7 \sqrt{p_{w,s} \sigma_y} \quad (2)$$

$M/Q \cdot d \geq 3$ では, $M/Q \cdot d = 3$ として

$$\tau'_{c,\min} = n_c \cdot \tau'_c = \alpha' \cdot k_c (500 + F_c) \quad (3)$$

$$\tau'_{u,\min} = n_u \cdot \tau'_{u,o} + \tau'_w = \beta' \cdot k_u \cdot k_p (180 + F_c) + 2.7 \sqrt{p_{w,s} \sigma_y} \quad (4)$$

となる。図-1 及び 図-2 中の破線は上記の下限値を示すものであるが、この場合の上式中の諸常数はそれぞれ次のようになる。

$$n_c = 0.77$$

$$\alpha = 0.065, \quad \alpha' = 0.014.$$

$$n_u = 0.80$$

$$\beta = 0.092, \quad \beta' = 0.0295.$$

なお、図-3 は諸実験値の計算値に対する比率 n の累積度数分布曲線を図示したものである。

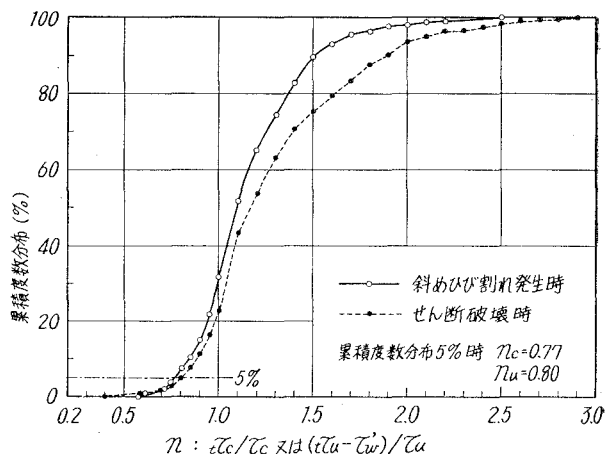


図-3 累積度数分布曲線

2. 設計用 τ の検討位置とせん断補強の必要範囲

(1) 斜めひび割れ発生位置。せん断補強筋の有無には無関係であるが、せん断スパン a' (曲げモーメント $M=0$ の点から M_{\max} までの距離) と、はりの有効せい d の比の大小により異なる。今、はりの中立軸上における斜めひび割れ発生位置 x_c を、 $M=0$ の点より M_{\max} 側に測った距離とする。著者等^{1),7)} の行なった連続ばり集中荷重形式による 191 個の資料を整理し、 M/Qd 別に x_c/d の平均値を求め、この関係を図示すると図-4 の太実線の様になり、 x_c は大凡次式で推定出来る。

$$x_c/d = 0.7 a'/d - 0.35 = 0.7 M/Qd - 0.35 \quad (5)$$

一方、Bower-Viest²⁰⁾ 氏等は、Morrow-Viest¹⁵⁾ 及び Cossio-Siess¹⁹⁾ 氏等の実験値をも考慮し、 $M=0$ の点から斜めひび割れが鉄筋重心位置と交叉する点までの距離 a_c (図-4 参照) をもって次式で斜めひび割れ位置を与えた。

$$a_c/d = 0.241 + 0.117 a'/d + 0.0756 (a'/d)^2 \quad (6)$$

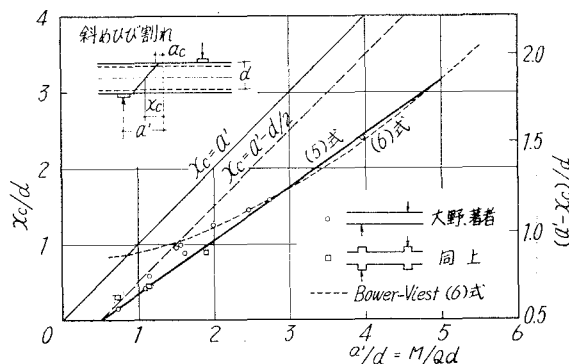


図-4 斜めひび割れ発生位置

図中の点線は、鉄筋のかぶり厚さを $d_e = d_f = 0.082d$ 、ひび割れ傾斜角 45° と仮定して求めた上式の x_e/d の換算値* を併記したものであるが、 $M/Qd > 2$ の範囲内では (5) 式とほぼ一致している。

なお、図中の $x_e = a$ なる直線は、支持端直上又は加力端直下に生ずる曲げ引張りひび割れの発生位置を示すものであり、 $x_e = a' - d/2$ の直線は、支持端又は加力端より常に $d/2$ 離れた位置に斜めひび割れが発生することを意味する。

(2) せん断破壊位置

最初の斜めひび割れが直接せん断破壊を誘発する場合と、これとは別個のひび割れが破壊の原因となる場合とがあり、正確にせん断破壊位置を推則し難い。

しかし、せん断破壊の直接の原因となった斜めひび割れの中立軸上における位置 x_u の範囲を、前項と同様に図示すれば図-5 の様になり、破壊位置は大凡 (5) 式と下記の (7) 式との範囲内に生ずるものと考えられる。

$M/Qd \geq 2.5$ では

$$\begin{aligned}
 x_u/d &= 1.2 a'/d - 3.0 \\
 &= 1.2 M/Qd - 3.0 \quad (7)
 \end{aligned}$$

図-6 には Cossio-Siess¹⁹⁾ 氏及び柴田博士等²⁾ の行なった分布荷重時の破壊状況の一例を掲げた。これらの試験体は、いずれもはり端の負モーメントより中央部の正モーメントの方が大きい場合の例であるが、図示の様に破壊の位置は支持端よりスパンの約 $1/3$ (支持端より約 $3.5d$) の範囲にまで及んでいる。この範囲は Leonhardt-Walther²²⁾ 氏等が、単純ばり等分布荷重形式の実験で得た結論 (破壊は支持点より $2d \sim 3.5d$ の範囲に生ずる) と類似している。

(3) せん断応力度 τ の検討位置とせん断補強の必要範囲

前項で述べた様に、 x_e 、 x_u 又は支持端からの距離 $(a' - x_e)$ 及び $(a' - x_u)$ は、 M/Qd 毎に

* $x_e/d = 0.7 + 0.117 a'/d + 0.0756 (a'/d)^2$

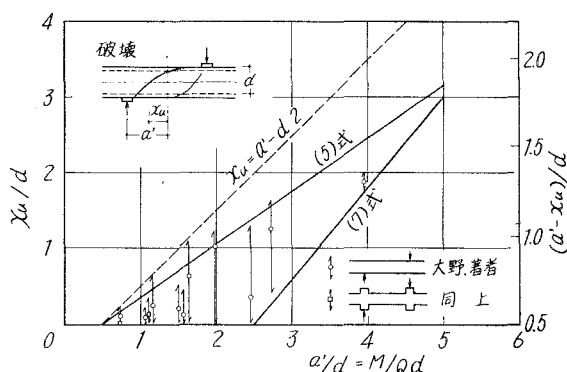


図-5 せん断破壊の範囲

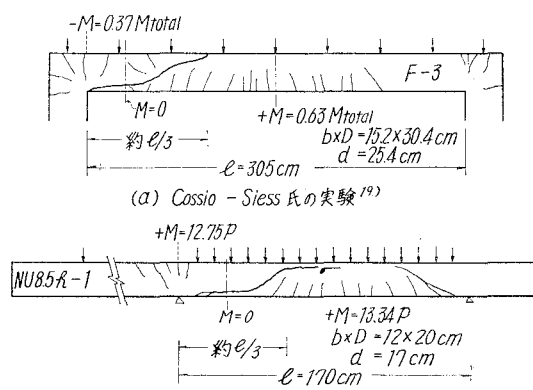


図-6 分布荷重時の破壊状況

表-2 斜めひび割れ位置とせん断破壊の範囲

		M/Qd				
		0.5~2	2.5	3	4	5
斜めひび割れ位置	(5) 式 x_c/d	0~1.05	1.4	1.75	2.45	3.15
	$(a'-x_c)/d$	0.5~0.95	1.1	1.25	1.55	1.85
破壊範囲	(7) 式 x_u/d	(0)	0	0.6	1.8	3.0
	$(a'-x_c)/d \sim (a'-x_u)/d$	(0.5~2.0)	1.1~2.5	1.25~2.4	1.55~2.2	1.85~2.0

表-2 の様に変化する。従って、部材内のせん断力が一定となる様な水平荷重時の応力に対しては、 M/Qd の値に応じて τ の検討位置並びにせん断補強の範囲を検討するのが妥当である。

即ち、斜めひび割れ強度を設計の対象とするならば、上記 (5) 式より求まる位置を、又終局強度に対しては、(5) 式と (7) 式とで求まる範囲を検討の対象とすべきであろう。後者については、表-2 に示す様に $M/Qd=0.5 \sim 5$ の範囲内では支持端より $0.5d \sim 2.5d$ となるが、前述の分布荷重時の破壊状況を考慮すれば、支持端より $0.5d \sim 3.5d$ の範囲にまで広めておく必要がある。しかし、実施設計時には、長期応力に対しては分布荷重時の場合を、又短期応力に対しては水平荷重時の応力と鉛直荷重時の応力との和を対象としているから、設計時の応力状態はかなり複雑となり、上記の検討範囲をそのまま適用することには多少問題があるかも知れない。

なお、ACI 基準では、支持端より d 離れた位置で τ の検討を行なう様勧めているが、上記によれば、この位置は $M/Qd \doteq 2$ における $(a'-x_c)$ の値に相当することになる。

3. せん断補強筋の効果

周知の如く、せん断補強筋の主要な機能は、斜めひび割れの進行を遅らせることと、ひび割れにより再配分された内力の一部を負担して、はりの耐力及び変形に対する抵抗能力を増大させることにある。通常この負担力はトラス理論により $\tau_w = p_w \cdot s \sigma_y$ なる式で与えられているが、補強ばりに関する内外の諸家による実験値に対しては、補強筋比 p_w 及び M/Qd の大小により、補強筋の降伏点 $s \sigma_y$ の効果が区々であり、必ずしもこの式は適合しない。

即ち、補強ばりの諸実験による一般的傾向を概観すると、 P_w 及び M/Qd が比較的小さければ (ただし $P_w > 0.1\%$) $s \sigma_y$ に達して破壊する例が多いが、逆に P_w 及び M/Qd が大となれば $s \sigma_y$ に達する以前に破壊する傾向があり、 P_w が中程度であれば上記両者の破壊状況が混在している。従って、補強ばりの終局強度実験値 τ_u からコンクリート負担分として無補強ばりの実験値 $\tau_{u,0}$ を差引いて求めた補強筋の負担強度 τ_w は、図-7 の様にかなりのバラツキを示し、上記のトラス式は適合しないことになる。

なお、同図中には、著者が先に誘導した補強筋負担強度式 ($\tau'_w = 2.7 \sqrt{p_w \cdot s \sigma_y}$) の値を併記したが、この計算値以下となる資料数は全資料数の約 25% となった。

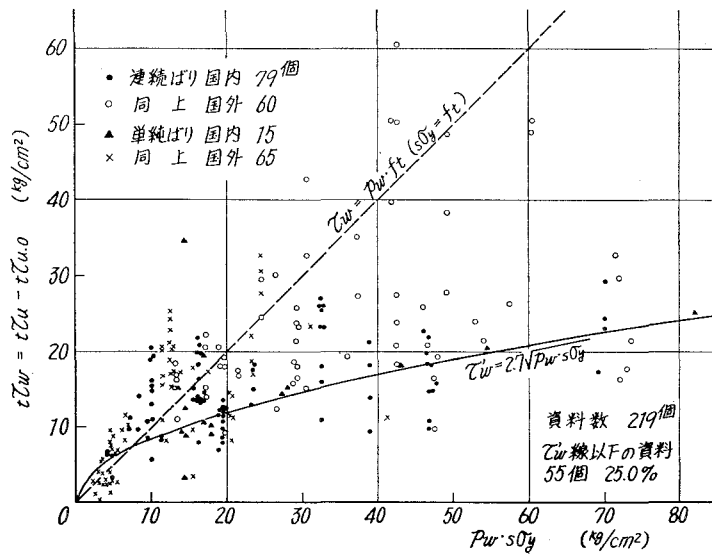


図-7 補強筋の負担強度

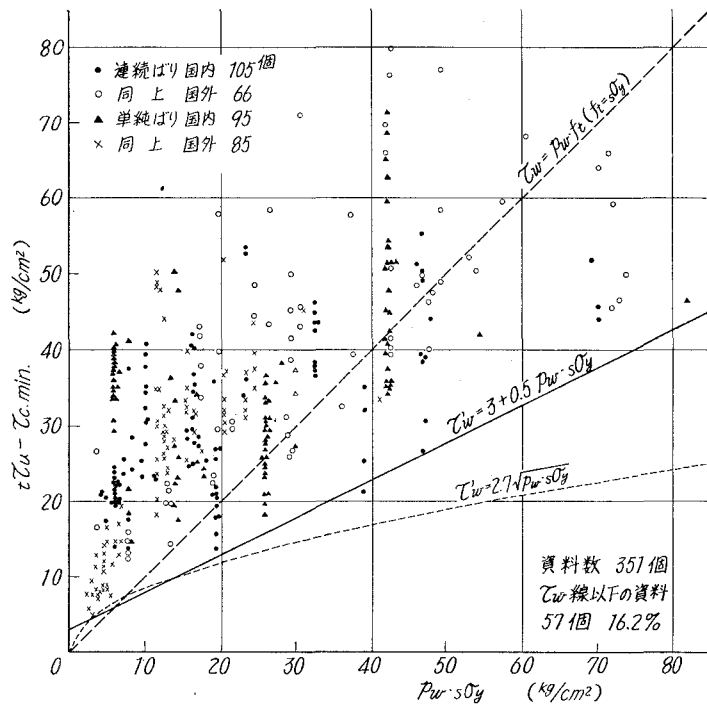


図-8 補強筋の見掛け負担強度

又、 $\epsilon\tau_{u.o}$ の代りに、前記 (2) 式より求まる無補強時の計算下限値 $\tau_{u.o.min}$ をコンクリート負担分と見做して差引き、これを見掛け上の補強筋負担分とすれば、著者の τ'_w 式以下となる資料数は全体の 2.6% となり、補強ばりに対しても前述の下限値を与える (2) 式が成立することを示唆しているものと考えられる。

図-8 は、ACI 委員会⁴³⁾ の整理法にならって、斜めひび割れ強度をコンクリート自体の負担分と見做し、補強ばりの実験値 $\epsilon\tau_u$ から (1) 式で求まる $\tau_{c.min}$ を差引き、これを見掛け上の補強筋負担分として図示したものである。この場合のデーターは当然のことながら、図-7 の場合よりも図中の上位にプロットされることになるが、 $\tau_w = p_w \cdot s\sigma_y$ 式の計算値以下となる資料は約 16% となり、補強筋負担力を示す式としては幾分安全性に欠けている。斜めひび割れ以後の耐力並びに変形に対する抵抗能力を補強筋によって十分発揮させ、しかも十分な安全性を確保するためには、全資料の下限値を採るべきであろう。図中の破線は全資料に対する最低値を示すものであるが、 $p_w \cdot s\sigma_y < 20 \text{ kg/cm}^2$ の常用の範囲内では次式で表わしても大差ない。

$$\tau'_{w.min} = 2.7\sqrt{p_w \cdot s\sigma_y} \doteq 3 + 0.5 p_w \cdot s\sigma_y \quad (8)$$

なお、図-9 は補強ばりの終局強度 $\epsilon\tau_u$ と $\tau_{c.min}$ との比率を $p_w \cdot s\sigma_y$ 別に図示したものであるが、図示の様に、斜めひび割れ以後の補強効果の最低限界は $p_w \cdot s\sigma_y \doteq 3 \text{ kg/cm}^2$ ($s\sigma_y = 2.81 \text{ t/cm}^2$ で $p_w = 0.105\%$ の実験値に相当) となり、この時の $\epsilon\tau_u / \tau_{c.min}$ は 1.5 となる。

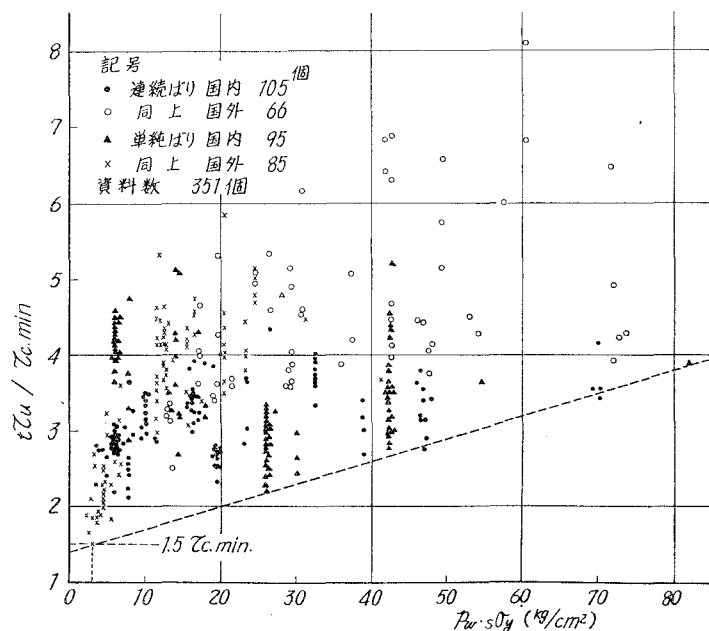


図-9 補強ばりの強度実験値 $\epsilon\tau_u$ と $\tau_{c.min}$ の関係

4. せん断終局強度と曲げ降伏耐力の関連

一般の構造物では、はりの鉄筋比 p_t は大凡 2% 以下であるが、この範囲内では p_t が小さければ鉄筋の降伏による曲げ破壊を生ずる公算が大きい、 p_t がある程度大となれば、せん断破壊が曲げ破壊に先行する可能性を生じてくる。これらの関係は勿論 M/Qd , p_w , F_c などの大小によっても異なる。

図-10 は一例として曲げ終局強度式から求まる見掛けせん断強度 τ_M と、(2) 式によるせん断強度 $\tau_{u,min}$ の関係を示したものである。

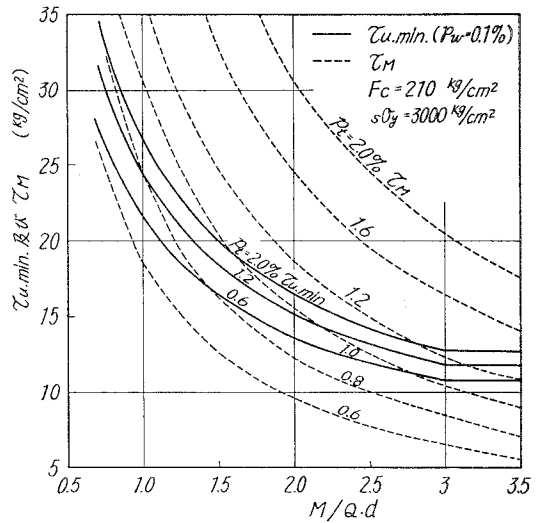


図-10 せん断強度と曲げ耐力の関係

構造物の安全を確保するためには、せん断破壊が常に曲げ破壊に先行しないことを条件として設計する必要がある。

図-11 は、終局強度設計の一資料として、下記の梅村博士の曲げ終局強度式から求まる τ_M と前記 (2) 式の $\tau_{u,min}$ との関連から、両者の破壊限界及び破壊条件を求める計算図表を掲げた。

◎ 曲げ終局強度式より求まる見掛けせん断強度 τ_M

$p_t < 2.0\%$, $r = 1.0$ ($p_t = p_c$), $F_c = 150 \sim 360 \text{ kg/cm}^2$ と仮定。

$M/b \cdot d^2 = p_t \cdot s \sigma_y \cdot j_1 = p_t \cdot s \sigma_y \cdot 0.95 \{1 - 0.43 p_t (1 - 30 p_c) s \sigma_y / F_c\} = K_1$, $M = /Q \cdot d = K$ とおくと, $Q/b \cdot d = K_1/K$ となり, $\tau_M = Q/b \cdot j = 1.14 K_1/K$ となる。

◎ せん断終局強度 $\tau_{u,min}$

前述の (2) 式中, $k_u = 0.72$ と仮定し, k_p は次表の値を採用する。

表-3 $k_p = 0.82 p_t^{0.23}$ の値

p_t (%)	0.6	0.8	1.0	1.2	1.4	1.6	1.8	2.0
k_p	0.73	0.78	0.82	0.855	0.885	0.915	0.94	0.96

なお、本図表使用時には τ_M と $\tau_{u,min}$ とが必ずしも同一条件で成立するものではなく、又 τ_M には柴田博士等の指摘した曲げ耐力の増分が含まれていないので、この点を考慮する必要がある。

〔使用例〕 今 $p_t = 1.2\%$, $M/Qd = 2$, $s \sigma_y = 3.0 \text{ t/cm}^2$, $F_c = 210 \text{ kg/cm}^2$ と仮定した場合、せん断破壊を生じないための補強筋比 p_w を求める。(1) $p_t \cdot s \sigma_y \cdot Qd/M = 18.0 \text{ kg/cm}^2$ より $\tau_M = 18.5 \text{ kg/cm}^2$ を求める。(2) p_t

$=2.0\%$ と $M/Qd=2.0$ 線の交点より右にたどり、 $F_c=210 \text{ kg/cm}^2$ の斜線との交点より上に向った線と、 $\tau_{u,\min}$ 軸上の $18.5 (= \tau_M) \text{ kg/cm}^2$ 位置より左にたどった線との交点を読めば、 $p_w \cdot \sigma_y = 9 \text{ kg/cm}^2$ となる。従って $p_w > 0.3\%$ の補強を行なえば良いことになる。(3) この場合の $\tau_{c,\min}$ は、右下隅の図で $F_c=210 \text{ kg/cm}^2$ 斜線と $M/Qd=2$ 線との交点より下に向い横軸の値を読めば $\tau_{c,\min} = 9 \text{ kg/cm}^2$ を得る。

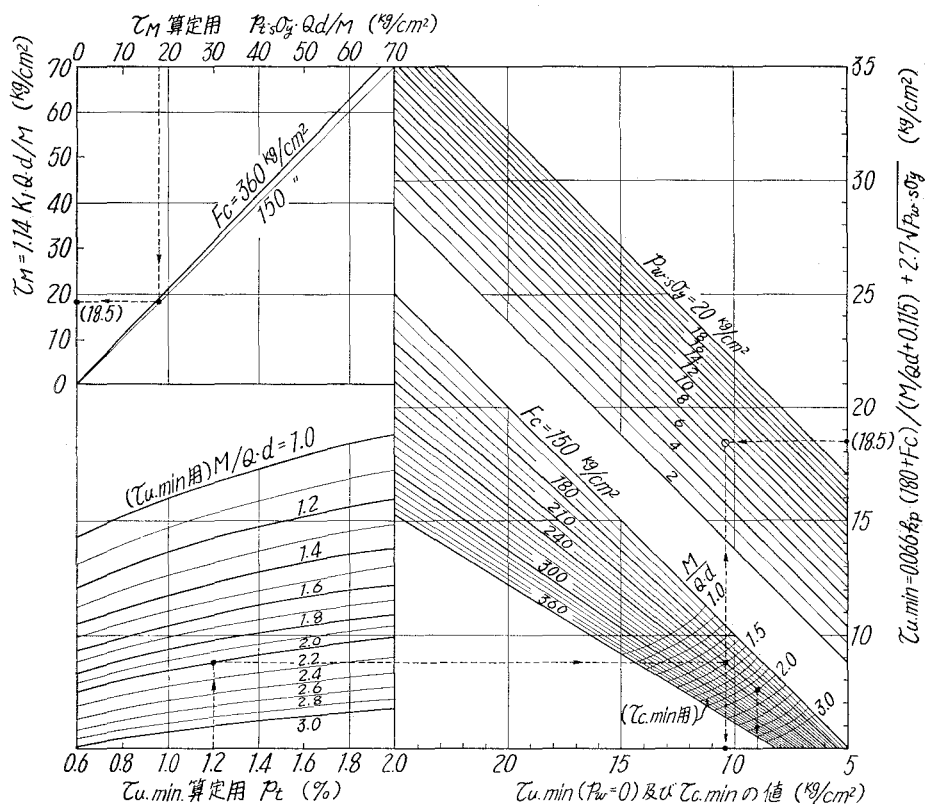


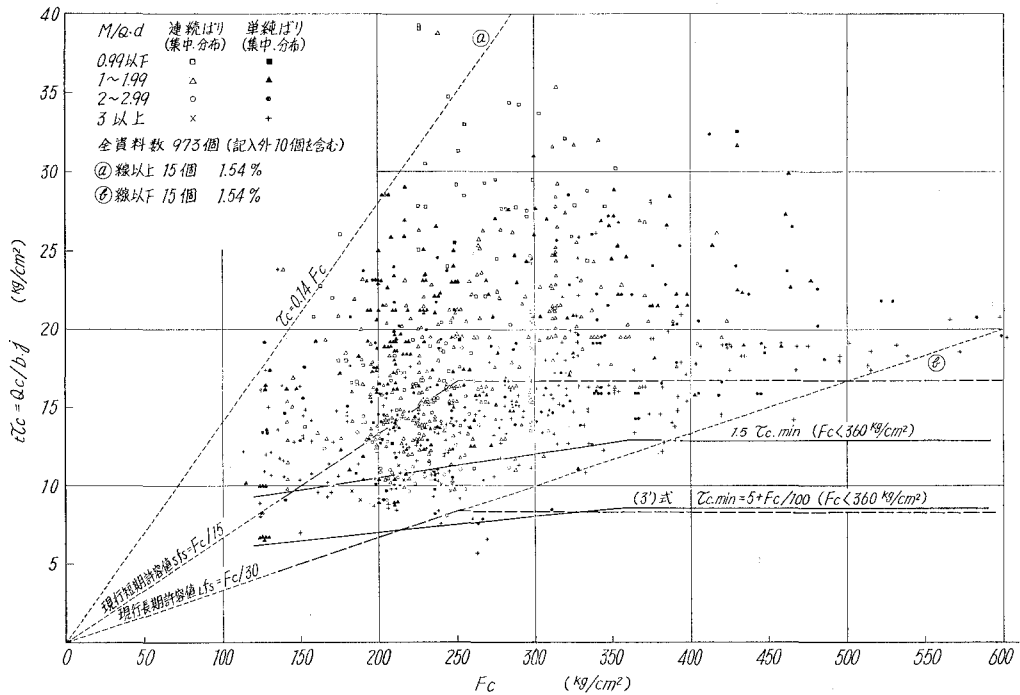
図-11 終局強度計算図表

III. 許容せん断応力度とせん断補強法についての検討

1. 現行規準と実験下限値

(1) 許容せん断応力度と $\tau_{c,\min}$ 。現行の鉄筋コンクリート構造計算規準⁴⁴⁾によれば、長期の許容せん断応力度としてコンクリート強度 F_c ($135 \sim 250 \text{ kg/cm}^2$) の $1/30$ を採ることになっている。この数値は、斜張力理論と各国における斜めひび割れ強度実験値 τ_c とに基づき、長期応力に対しても斜めひび割れが生じない様、安全側に規定されたものである。

図-12 は τ_c と F_c の関係を示すものであるが、上記の長期許容応力度はおおむね全資料の最小値を包絡している。しかし、 $\tau_{c,\min}$ は前述の (1) 式及び (3) 式で表わされる様に、 F_c の他に M/Qd 及び試験体寸度の影響を受けて変化するから、許容応力度設定時にはこれらの影響を考慮し、せん断ひび割れに対する安全性を十分確保する必要がある。


 図-12 斜めひび割れ強度と F_c の関係

今、前式において、断面寸法による補正係数を $k_c = 0.72$ ($d > 40$ cm) と仮定すれば、

$$M/Qd < 3 \text{ では、 } \tau_{c.min} = 0.047 (500 + F_c) / (M/Qd + 1.7) \quad (1')$$

$$M/Qd \geq 3 \text{ では、 } \tau'_{c.min} = 0.10 (500 + F_c) = 5 + F_c/100 \quad (3')$$

となり、上式による値は表-4に掲げる様に、 $M/Qd \geq 3$ で F_c が約 210 kg/cm^2 以上の場合には現行規準値以下 (表中 * 印) となり、幾分危険となる。

 表-4 現行規準値と $\tau_{c.min}$

		F_c (kg/cm ²)					
		150	180	210	240	300	360
現行規準値 (長期) $F_c/30$ (kg/cm ²)		5	6	7	8	(10)	(12)
実験下限値 $\tau_{c.min}$ (kg/cm ²)	$M/Qd=1$	11.3	11.8	12.3	12.9	13.9	15.0
	2	8.3	8.6	9.0	9.4	10.2	10.9*
	3	6.5	6.8	7.1	7.4*	8.0*	8.6*

(2) 許容せん断応力度と $\tau_{u.min}$ 。無補強ばりは、最大荷重後の耐力低下が比較的急激であり、又じん性を欠くことから、補強筋の最低限量を設ける必要がある。現行規準では、せん断応力度が規準値を超過しない場合でも、用心筋として 9 mm 以上のあばら筋を $3D/4$ (D : はり

表-5 セン断補強筋の負担強度

はり幅 b (cm)	あばら筋 9 mm ϕ —□ 30 cm 間隔				
	25	30	35	40	45
補強筋比 $p_w = a_0/b \cdot x$ (%)	0.17	0.141	0.121	0.106	0.094
$\tau'_{w0} = 2.7 \sqrt{p_w \cdot s \sigma_y}$ $s \sigma_y = 2.4 \text{ t/cm}^2$	5.4	5.3	4.6	4.3	4.1
(kg/cm ²) $= 3.0 \text{ t/cm}^2$	6.1	5.6	5.2	4.8	4.5

の全せい) かつ 30 cm 以内の間隔に配置する様に規定しているから, (8) 式による補強筋負担強度 τ'_{w0} は表-5 の如く増加する。

今, 前述の $\tau_{u,\min}$ 式に $k_u = 0.72$ ($d > 40$ cm を想定), $k_p = 0.78$ ($p_t = 0.8\%$ に相当) を代入し, 更に用心筋によるせん断強度の増分を, $p_w = 0.1\%$, $s \sigma_y = 2.4 \text{ t/cm}^2$ として $2.7 \sqrt{p_w \cdot s \sigma_y} = 4.2 \text{ kg/cm}^2$ と仮定すれば, (2) 及び (4) 式は

$$M/Qd < 3 \text{ では, } \tau_{u,\min} = 0.052 (180 + F_c) / (M/Qd + 0.115) + 4.2 \quad (2')$$

$$M/Qd \geq 3 \text{ では, } \tau'_{u,\min} = 0.0166 (180 + F_c) + 4.2 \quad (4')$$

となる。

表-6 は上式の計算値と, 現行の短期許容せん断応力度 $s f_s = F_c/15$ の値とを表示したものであるが, 表中 * 印の如く, M/Qd が比較的大きい場合, あるいは高強度コンクリートの場合には規準値以下となって, 前項同様, 規準値としては危険となる。

なお, $M/Qd = 3$ の場合には, 表中下段に併記した如く $\tau_{c,\min}$ 値の 1.5 倍の値を採れば $\tau'_{u,\min}$ とほぼ同じ値となる。

表-6 現行規準値と $\tau_{u,\min}$

		F_c (kg/cm ²)					
		150	180	210	240	300	360
現行規準値 (短期) $F_c/15$ (kg/cm ²)		10	12	14	16	(20)	(24)
実験下限値 $\tau_{u,\min}$ (kg/cm ²)	$M/Qd = 1$	19.6	21.0	22.3	23.7	25.5	29.3
	2	12.3	13.0	13.8*	14.5*	16.1*	17.5*
	3	9.7*	10.2*	10.7*	11.2*	12.2*	13.2*
$1.5 \times \tau'_{c,\min}$ ($1.5 \times (3')$ 式)		9.8	10.2	10.7	11.1	12.0	12.9

(3) 補強筋の効果及び断面変更の限度。現行規準では, せん断応力度が前項の許容値を超過した場合には, 式 $x = F \cdot j / Q$ によって全せん断力を補強筋に負担させることになっているから, あばら筋の場合には $\tau_w = Q/b \cdot j = a_0 f_t / b \cdot x = p_w \cdot f_t$ となる。しかし, この式によれば前述の如く実験値に対しては適合せず, 又補強筋算定の要不要で著しい格差を生ずることになり,

表-7に示す様に補強量の多少により安全率が不均一となって不合理である。

又、現行の断面変更の限度（短期は $F_c/8$ 、長期は $F_c/12$ ）は、表中最下段に併記した様に、いずれの F_c 対しても $\tau_{u,\min}$ 以上の値となり、特に高強度コンクリートでは過大である。この様な過大な限度に対しては、補強効果もあまり期待出来ない。

表-7 規準式 $\tau_w = p_w \cdot f_t$ と $\tau_{u,\min}^*$ の値

① 現行規準式の値 ($f_t = 2.4 \text{ t/cm}^2$)		② 各 F_c に対する $\tau_{u,\min}$ の値 (kg/cm^2), () 内は ②/① の比率			
p_w (%)	$\tau_w = p_w \cdot f_t$ (kg/cm^2)	150	210	300	360
0.1	2.4	9.7 (4.03)	10.7 (4.45)	12.2 (5.09)	13.2 (5.50)
0.3	7.3	12.8 (1.75)	13.8 (1.89)	15.3 (2.10)	16.3 (2.23)
0.6	14.4	15.7 (1.09)	16.7 (1.16)	18.2 (1.26)	19.2 (1.33)
0.83	20.0	17.6 (0.88)	18.6 (0.93)	20.1 (1.00)	21.1 (1.06)
現行断面変更限度 $F_c/8$		18.8	26.3	(37.5)	(45.0)

* $\tau_{u,\min} = 0.0166(180 + F_c) + 2.7 \sqrt{p_w \cdot s \sigma_y}$ 。但し $k_u = 0.72$, $k_p = 0.78$, $M/Qd = 3$, $s \sigma_y = 2.4 \text{ t/cm}^2$ 。

2. 許容せん断応力度及びせん断補強に対する私案

上記の様に、現行計算規準中のせん断に関する条項は、実験下限値に比較して安全率が低過ぎ、又場合によっては安全率が不均一である。これに対し、静荷重下におけるはりのせん断応力度に対しては、現行規準設定の思想に準じて次の様に提案したい。

(1) 許容せん断応力度

a) 長期荷重時には斜めひび割れが発生しないことを前提とし、長期許容せん断応力度 (${}_L f_s$) としては $\tau_{c,\min}$ を与える (1') 式及び (3') 式を基準とする (表-4 参照)。

b) 短期荷重時には斜めひび割れの発生を覚悟し、短期許容せん断応力度 (${}_s f_s$) としては、 $p_w = 0.1\%$ を補強効果の最低限量として求めた (2') 式及び (4') 式の $\tau_{u,\min}$ を超過しないことを条件として、上記 ${}_L f_s$ の 1.5 倍を採るものとする (表-6 参照)。

(2) せん断補強算定式。せん断補強による見掛けせん断強度の増加 τ_w は、 $p_w \cdot s \sigma_y < 20 \text{ kg/cm}^2$ の範囲内では (8) 式のような直線式であると仮定する。せん断応力度が上記の許容応力度を超過した場合には、許容値と $\tau_{u,\min}$ との連続性が確保出来る様に、超過分 $\Delta \tau$ のみを補強筋に負担させる。この場合短期の許容応力度式には、 $p_w = 0.1\%$ に相当する補強筋の効果 (4.2 kg/cm^2) はすでに含まれているから、 $\Delta \tau$ に 4.2 kg/cm^2 を加えた応力度を (8) 式に負担させればよい。

即ち

$$\Delta \tau + 4.2 = 3 + 0.5 p_w \cdot s \sigma_y$$

今 $s \sigma_y = f_t$ (f_t は補強筋の引張許容応力度) とし、補強筋の負担せん断力を Q' とすれば、あば

ら筋の場合には $p_w = a_0/bx$ であるから、あばら筋間隔 x は近似的に次式で求められる。

$$x = Fj/Q' \\ = 0.5 a_0 \cdot f_t / b (\Delta\tau + 1) \quad (9)$$

又は、

$$\Delta\tau = 0.5 p_w \cdot f_t - 1 \quad (9')$$

なお、折曲げ筋の場合には

$$F = 0.5 a_0 f_t (\cos \theta + \sin \theta)$$

とする。

図-13 には上記 (9) 式による計算図表を示した。

図-14 は、一例として (4') 式による $\tau_{u.min}$ と (9') 式との関係を図示したものであるが、図中に併記した様に現行式 $\tau_w = p_w \cdot f_t$ によれば、全補強時に対しても、又、許容値の超過分負担時に対しても $\tau_{u.min}$ には適合しない。

(3) 断面変更の限度

短期応力に対しては $p_w \cdot f_t = 20 \text{ kg/cm}^2$ を補強の最大限度と考えた。この値によれば $f_t = 3.0 \text{ t/cm}^2$ では $p_w = 0.67\%$ に相当し、(9') 式により求まる超過分は $\Delta\tau = 9 \text{ kg/cm}^2$ (長期応力に対しては 6 kg/cm^2) となる。この値より大なる時は断面を変更する。

表-8 は、前掲の短期許容せん断応力度 $s.f.s$ に超過限度 9 kg/cm^2 を加えた値と、(4) 式の値 (ただし $k_u = 0.72$, $M/Qd = 3$, $p_w \cdot s\sigma_y = 20 \text{ kg/cm}^2$) との関係を示したものであるが、 p_t の小さい範囲では表中 * 印の如く、 $(s.f.s + 9) > \tau'_{u.min}$ となって幾分危険側の値となる。しかし、この様な p_t の小さい範囲では、図-11 に示す様に曲げ破壊が先行する公算が大となるので、特に問題はなからう。

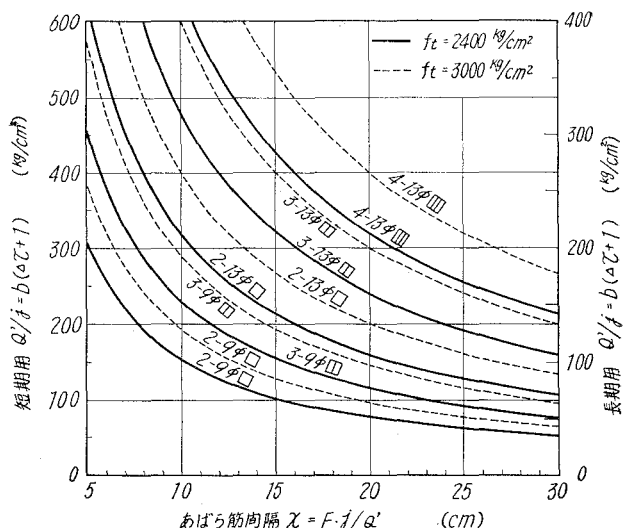


図-13 あばら筋間隔計算図表

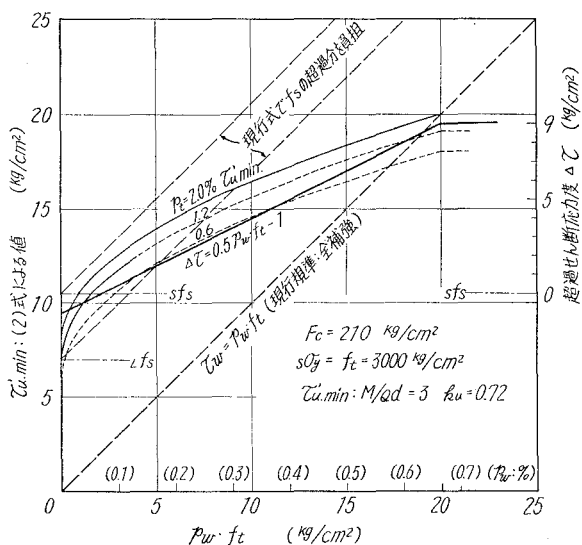


図-14 せん断補強と $\tau_{u.min}$ の関係

表—8 断面変更限度と $\tau_{u.min}$

		F_c (kg/cm ²)					
		150	180	210	240	300	360
現行の断面変更限度 $F_c/8$ (kg/cm ²)		18.8	22.5	26.3	30.0	(37.5)	(45.0)
$s f_s + 9$ (kg/cm ²)		16.5	18.0	19.5	20.1	21.0	21.9
$\tau'_{u.min}$ (kg/cm ²) ($M/Qd=3$, $p_w \cdot s \sigma_y = 20$ kg/cm ²)	$p_t = 0.8\%$	17.6	18.1	18.6*	19.1*	20.0*	21.0*
	1.4%	18.3	18.9	19.4	20.0	21.1	22.2
	2.0%	18.8	19.4	20.0	20.7	21.9	23.1

IV. 軽量鉄筋コンクリートばりの実験結果による検討

1. 実験下限値式

前掲の著者の実験式は、普通鉄筋コンクリートばりを対象としたものであるが、これを軽量コンクリートばり（人工及び天然軽量コンクリートを含む）にも適用して見よう。

表-9 は本文に採用した既往の実験資料数の内訳を示したものである。

表—9 諸家による実験資料数*

研 究 者 名		加力形式**	M/Qd の範囲	F_c の範囲 (kg/cm ²)	斜めひび割れ時 資 料 数		せん断破壊時 資 料 数	
					$p_w = 0$	$p_w > 0$	$p_w = 0$	$p_w > 0$
国 内	大野・柴田・荒川 ³⁵⁾	連・集	0.59 ~ 3.44	138	8	8	8	4
	上村 ³⁴⁾	連・集	1.31	145	—	2	—	2
	同上	単・集	1.75	203	—	9	—	6
	黒正・鈴木 ⁴⁰⁾	単・集	1.19 ~ 3.57	216 ~ 234	3	20	3	20
	水野・徳光・清永 ³⁷⁾	単・集	0.57 ~ 1.37	291 ~ 364	8	—	8	—
	西林・小林・吉岡 ³⁸⁾	単・集	2.06 ~ 2.94	221 ~ 443	24	—	24	—
	村田 ⁴¹⁾	単・集	2.14	187 ~ 537	26	—	26	—
	中川 ³⁹⁾	単・集	0.864 ~ 2.88	209 ~ 285	—	30	—	20
	船越 ³⁶⁾	単・集	1.33	180 ~ 450	—	—	11	—
	藤本 ⁴²⁾	単・集	2.38 ~ 4.55	245 ~ 379	—	—	60	—
国 内 計			0.57 ~ 4.55	138 ~ 537	69	69	140	52
国 外	Hanson ^{31), 32)}	単・集	2.47 ~ 4.96	210 ~ 751	76	—	72	—
	Ivey-Buth ³³⁾	単・集	2.00 ~ 4.95	195 ~ 329	26	—	26	—
	国 外 計		2.00 ~ 4.96	195 ~ 751	102	—	98	—
合 計			0.57 ~ 4.96	138 ~ 751	171	69	238	52

* 本文に採用した資料数を示す。

** 連・集： 連続ばり集中荷重。

単・集： 単純ばり集中荷重形式のもの。

図-15及び図-16は、実験値 τ と実験式計算値 τ_c, τ_u との比較を M/Qd 別に図示したものである。

図中の破線は、全資料に対する不合格率(累積度数分布)が5%となる時の下限値を示すものであるが、この場合の前記(1)式ないし(4)式中の諸常数は次のようになる。

$$n_c = 0.63$$

$$\alpha = 0.054, \alpha' = 0.0114$$

$$n_u = 0.59$$

$$\beta = 0.068, \beta' = 0.0218$$

上記の数値は、前述の普通コンクリートばりに対し、斜めひび割れ発生時には大凡0.8倍、せん断破壊時には約0.75倍の値となっている。

図-17には、上記全実験値の計算値に対する比率 n と累積度数分布曲線の関係を図示した。

2. 現行規準値と実験下限値との関連

(1) 許容せん断応力度

現行規準によれば、軽量コンクリートは普通コンクリートに比べて、斜めひび割れ強度及び終局強度などに関しては大差ないとの観点から、コンクリート強度の制限(F_c が120 kg/cm²と150 kg/cm²の2種)並びに計算外の規定(あばら筋間隔は $2D/3$ かつ25 cm以下)を除き、普通コンクリートと同様に取扱うことになっている。

しかし、前項で述べた様に、軽量コンクリートばりの $\tau_{c,min}$ 及び $\tau_{u,min}$ の値

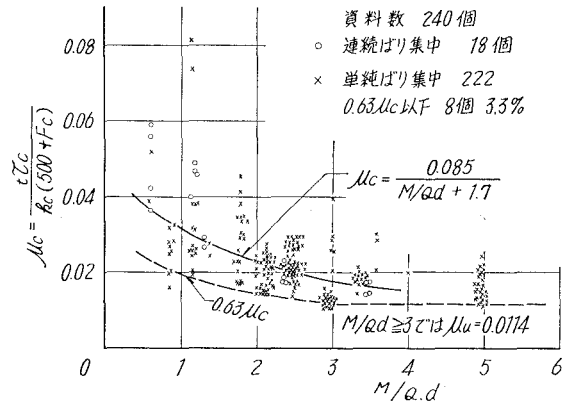


図-15 実験値と計算値の比較 (ひび割れ時)

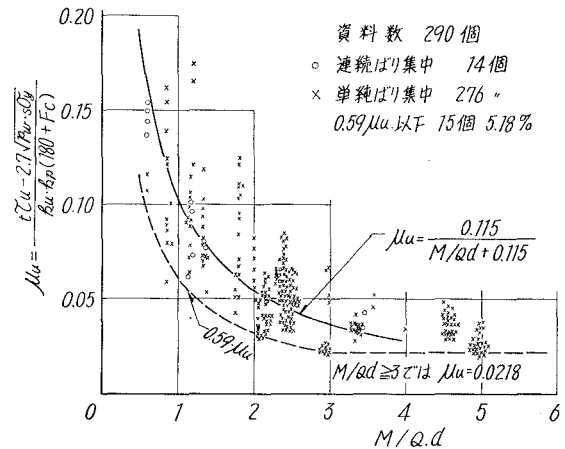


図-16 実験値と計算値の比較 (破壊時)

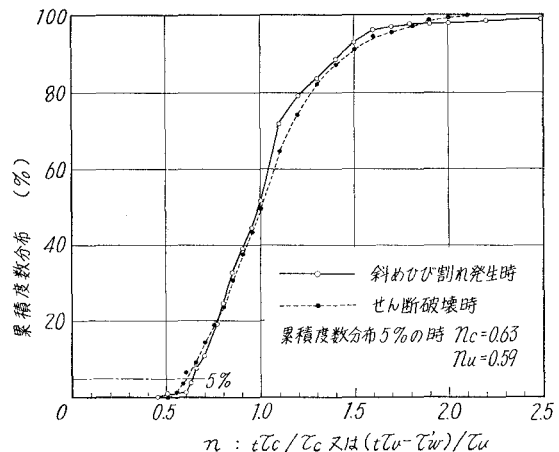
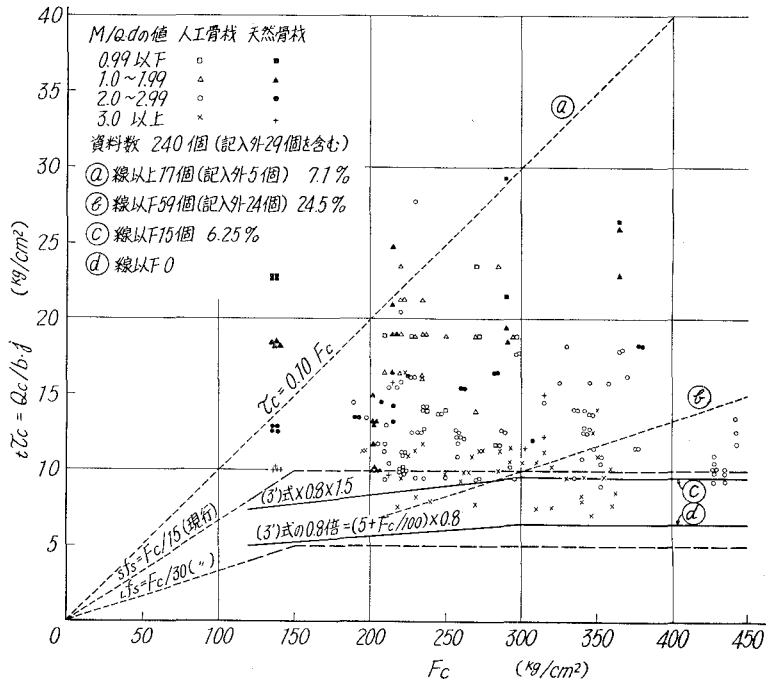


図-17 累積度数分布曲線


 図-18 斜めひび割れ強度と F_c の関係

は、普通コンクリートばりの値より幾分低く、又、斜めひび割れ強度実験値 τ_c と F_c の関係についても、図-18に示す様に $F_c/30$ 線以下となる資料数が全資料数の約 1/4 となって、普通コンクリートの場合に比較して数多い。

従って、普通・軽量の両者を同様に取扱えば、許容応力度に関しては前章 III-1 で指摘した以上の危険を伴うことになるので、軽量コンクリートばりの許容せん断応力度に対しては、III-2 (1) に提案した値が、軽量コンクリートの実験下限値を超過しない様に低減しておく必要があり、この低減率として普通コンクリートの 0.8 倍を採用ことにしたい。

表-10 には、上記により求めた許容値と下限値の関係を表示した。

 表-10 軽量コンクリートの許容値と下限値 (kg/cm²)

		F_c (kg/cm ²)					
		120	150	180	210	240	300
現行許容値 $F_c/30$ ($F_c/15$)		4 (8)	5 (10)	6 (12)	7 (14)	8 (16)	10 (20)
(3') 式の $\tau_{c,\min} \times 0.8$ (左の値 $\times 1.5$ 倍)		4.9 (7.4)	5.2 (7.8)	5.4 (8.1)	5.7 (8.5)	5.9 (8.9)	6.4 (9.6)
軽量コンクリートの下限値*	$\tau'_{c,\min}$	5.0	5.3	5.6	5.8	6.1	6.6
	$\tau_{u,\min}$	7.9	8.3	8.6	9.0	9.4	10.1

* $\tau'_{c,min} = 0.0082 (500 + F_c)$, $\tau'_{u,min} = 0.0122 (180 + F_c) + 4.2$.
 ただし $M/Qd = 3$, $k_c = 0.72$, $k_p = 0.78$.

(2) 補強筋の効果及び断面変更の限度

図-19は、前掲の図-8にならい、補強ばりの終局強度実験値 $\tau_{u.0}$ からコンクリートの負担分として $\tau_{c.min}$ を差引き、これを見掛け上の補強筋負担分として図示したものである。この場合の実験最低値は普通コンクリートの場合と同様、おおむね前記の(8)式で表わされることになり、軽量コンクリートばりの補強筋の算定についても(9)及び(9')式が適用出来るものと考えられる。

しかし、大野博士³⁵⁾及び黒正博士等⁴⁰⁾の行なった実験によれば、補強ばりの強度実験値から無補強ばりの実験値 $\tau_{u.0}$ を差引いて求めた補強筋の負担強度は、図-20に示す様に著者の τ'_{w} の値以下となり、普通コンクリートばりの補強効果ほど期待出来ない場合もある。

従って、断面変更の限度については、普通コンクリートばりの場合よりも低減しておく必要がある。

これらの点については、更に系統的な実験により検討したい。

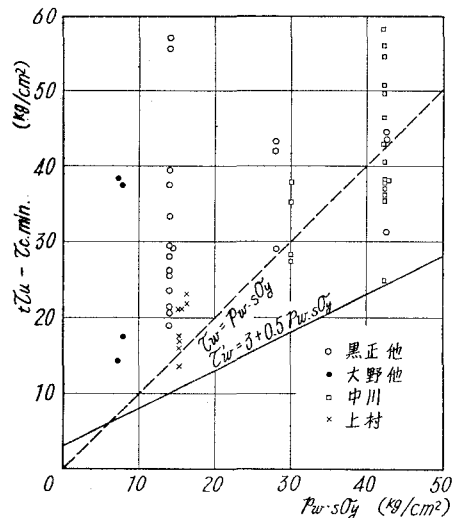


図-19 補強筋の見掛け負担強度

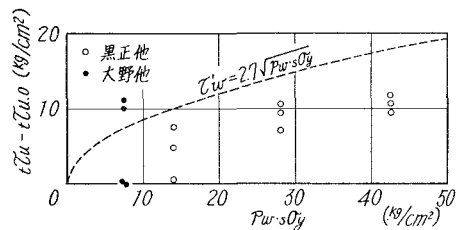


図-20 補強筋の負担強度

V. 結 言

鉄筋コンクリートばりのせん断に関する既往の実験資料に基づき、斜めひび割れ強度及び終局強度の実験下限値を統一的に包括する曲線式を求め、更に斜めひび割れ発生位置とせん断破壊位置とを検討して、せん断応力度の検討位置と補強の範囲及び効果につき若干の考察を行ない、あわせてせん断終局強度式と曲げ終局強度式との関連から、両者の破壊限界を求める計算図表を作成した。

本文の後段においては、上記の検討結果に基づき、現行の鉄筋コンクリート構造計算規準のせん断条項について再検討を加え、その問題点を指摘して規準改訂についての私案を提示した。

しかし、以上は静荷重下における鉄筋コンクリートばりの強度を対象としたもので、地震時の様な動的繰返し荷重下を対象とする場合には、上記とは別の検討が必要であり、変形の問題並びに軽量コンクリートの補強効果の検討を含め、今後の課題としたい。

最後に、本文は日本建築学会せん断小委員会において、昭和43年7月以降著者が報告資料として提出したものを取りまとめたものであり、種々御助言を下された恩師北海道大学大野和男教授はじめ、柴田拓二博士、小幡守博士、東京工大黒正清治博士を主査とするせん断小委員の方々と並びに本文に引用させていただいた研究者の方々に感謝する次第です。

(昭和44年4月30日受理)

文 献

- 1) 荒井 卓：北大工研報25号(1961. 3), p. 76-79. 日建論報66号(1960. 10), p. 437-440.
- 2) 柴田拓二：北大工研報30号(1962. 9), p. 80.
- 3) 武藤 清・黒正清治：日建研報20号(1952. 10). 22号(1953. 5). 23-29号(1953-1954).
- 4) 若林 実：東大生研報6巻2号(1956. 12).
- 5) 末永保美・佐々木良一・川原真太郎：日建論報69号(1961. 10).
- 6) 小倉弘一郎・亀田登与三郎：日建大会(1962. 9).
- 7) 大野和男・柴田拓二・荒川 卓：日建道支部21回研発論(1963. 3).
- 8) 大野和男・柴田拓二・荒川 卓：日建道支部23回研発論(1964).
- 9) 船越 稔：日本ACI第2回研発論(1965. 2).
- 10) 中川英憲：関東学院大研報10巻1号(1965). 同11巻1号(1966). 土木学会大会 No. 20, 21 (1965-1966).
- 11) 明石外世樹：セ技年報XX(1966).
- 12) 高橋久雄・武田寿一・他：日建大会(1967. 10). コンクリートジャーナル V. 5, No. 6 (1967).
- 13) Clark, A. P.: ACI Journal, V. 48, No. 4 (1951. 10).
- 14) Moody, K. G., Viest, I. M., Elstner, R. C., and Hognestad, E.: ACI Journal V. 51, No. 4-7 (1954-1955).
- 15) Morrow, J. and Viest, I. M.: ACI Journal V. 53, No. 9 (1957. 3).
- 16) Chang, T. S. and Kesler, C. E.: ACI Journal V. 54, No. 12 (1958. 6).
- 17) Watstein, D. and Mathey, R. G.: ACI Journal V. 55, No. 6 (1958. 12).
- 18) Rodriguez, J. J., Bianchini, A. C., Viest, I. M. and Kesler, C. E.: ACI Journal, V. 55, No. 10 (1959. 4).
- 19) Diaz de Cossio, R. and Siess, C. P.: ACI Journal V. 56, No. 8 (1960. 2).
- 20) Bower, J. E. and Viest, I. M.: ACI Journal, V. 57, No. 1 (1960. 7).
- 21) Taylor, R.: Mag. of Concrete Research, V. 12, No. 36 (1960. 11).
- 22) Leonhardt, F. and Walther, R.: Beton und Stahlbetonbau, V. 56 No. 12 (1961). V. 57, No. 2, 3, 6~8 (1962).
- 23) Leonhardt, F., Walther, R. and Dilger, W.: Beton und Stahlbetonbau, No. 1 (1965. 1).
- 24) Mathey, R. and Watstein, D.: ACI Journal, V. 60, No. 2 (1963. 2).
- 25) Bresler, B. and Scardelis, A.C.: ACI Journal, V. 60, No. 1 (1963. 1).
- 26) Van den Berg, F. J.: ACI Journal, V. 59, No. 10 (1962. 10), No. 11 (1962. 11).
- 27) Rawdon de Paiva, H. A. and Siess, C. P.: Proc. ASCE Journal of Struct. Divi. (1965. 10).
- 28) Krefeld, W. J. and Thurston, C. W.: ACI Journal, V. 63, No. 4 (1966. 4).
- 29) Kani, G. N. J.: ACI Journal, V. 64, No. 3 (1967. 3).
- 30) Ramakrishnan, V. and Ananthanarayana, Y.: ACI Journal, V. 65, No. 2 (1968. 2).
- 31) Hanson, J. A.: ACI Journal, V. 55, No. 3 (1958. 9).
- 32) Hanson, J. A.: ACI Journal. V. 58 (1961. 7).
- 33) Ivey, D. J. and Buth, E.: ACI Journal, V. 64, No. 10 (1967. 10).

- 34) 上村克郎：建設省建研報, No. 36 (1961).
- 35) 大野和男・柴田拓二・荒川 卓：日建大会 (1962. 9). 日建道支部 20 回研発論 (1962. 3).
- 36) 船越 稔：土木学会大会, No. 20 (1965. 5).
- 37) 水野高明・徳光善治・清永定光：土木学会大会, No. 21 (1965).
- 38) 西村新蔵・小林和夫・吉岡保彦：土木学会大会, No. 21 (1966). セ技年報 XX (1966).
- 39) 中川英憲：関東学院大研報, 11 卷, 1 号 (1966).
- 40) 黒正清治・鈴木貞男・他：日建大会 (1967). 日建関東支部, No. 38 (1967).
- 41) 村田二郎：日本 ACI 構造用軽用コン・シンポジウム論文集 (1964. 11).
- 42) 藤本一郎：日建・せん断小委報告資料, No. 24 (1968).
- 43) ACI Committee 326: ACI Journal, (1962. 2), p. 318.
- 44) 日本建築学会：鉄筋コンクリート構造計算規準, 20 条, p. 156-170.
- 45) 荒川 卓：日建道支部研発論, No. 31 (1968. 8). No. 32 (1969. 3).
- 46) 荒川 卓：せん断小委資料, No. 17, 18, 25, 30, 35, 39, 43 (1968, 7-11).

On Housing the Aging Population

— A Case Study in Hokkaido, Japan (1) —

Ksyoto Izumi*

Abstract

Following the revolutionary increase of the aging population in advanced countries throughout the world, the problem of housing the aged has increasingly been attracting the public attention. In order to make a foundation for future researches on the old age facilities, a forecast of aging population in Hokkaido, Japan is presented and general tendencies of the aging population are analyzed in the first part. Then, after comparisons regarding two major types of the housings for the aged, the residential type and the institutional type, the former is proved to be more important and more urgently required than the latter, by referring to the researches the author has made in Hokkaido and to several important researches made in Europe and the United States.

1. Aging of the Population

It is already thirty years since Adolphe Landry, French demographer, noticed that the mortality, and then the birth-rate, of the advanced countries showed a steady decrease since the mid-nineteenth century corresponding to the modernization of the society and named the phenomenon "the revolution of the population". Recently, as widely pointed out, another phenomenon has appeared in the population structure of the advanced countries. It was, in short, the aging of the population, caused by the increase of the relative percentage of the aged in the total population structure of a nation. Grasping the sociological importance of the phenomenon, Dr. Yasujiro Daido called it "the second revolution of the population".¹⁾

Fig. 1 shows the percentages of the age group 65 years and over in the total population of western countries as in 1955 and the forecasts for years around 1970 and 1980.²⁾ Apparently, the aging of the population is seen quite universally among the advanced countries in the West. In Japan, the increase of the aged population became gradually noticeable since around 1960, and the percentage of the age group 60 years and over first exceeded 10 percent of the total population in the year 1967. Fig. 2 is the percentages of the aged population in Japan as calculated and forecast by the Population Research Institute, Ministry of Health and Welfare.³⁾ The percentage of the aged had not shown a noticeable increase during forty years up to 1960, but it will be almost doubled in the following forty years toward the end of this century.

The aging of the population in this country will gradually create serious

* 泉 清人 Assistant Professor; Member of Architectural Institute of Japan.

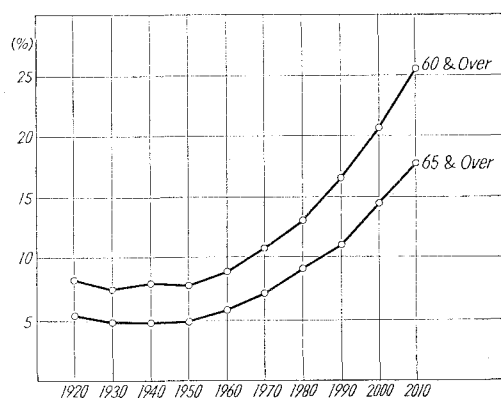


Fig. 1. Percentage of Age Group 65 Years and Overn Total Population.

Source: Reference 2)

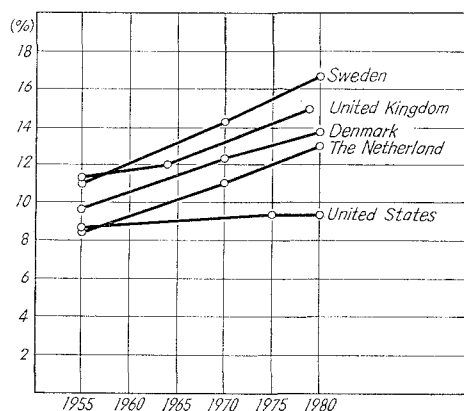


Fig. 2. Percentage of the Aged in Total Population, Japan.

Source: Reference 3)

social problems along with the trend toward the nuclear family and the increase of the old age family as later explained. From the viewpoint of society as a whole, ever decreasing younger population is obliged, solely by expanding their productivity, to support ever increasing aged population, and with a certain improvement of the living standard. The aging of the population, therefore, shall not be understood merely as a welfare problem for the aged, but be considered as a challenge to the existence of whole society. Hence, the importance of the housing of the aged from a wider point of view. In this treatise, the aging population and its housing problems will be analyzed in order to make a foundation for future researches, by taking up Hokkaido, the northern-most one of the four main components of the Japan Islands, as an object of case study.

2. Aging Population in Hokkaido

In 1968, Planning Research Laboratory, Department of Architecture, Muroran Institute of Technology worked out the population forecast of Hokkaido in order to prepare for future housing schemes of this district.⁴⁾ Then, in view of the importance of tackling the housing problems for the aged on a community basis, the aging populations of all cities and towns of Hokkaido were individually computed and forecast.⁵⁾ The fundamental data of populations were those of 1960- and 1965-National Censuses, and it was presumed that the factors affecting the movements of population of a certain age group from 1960 to 1965 were to influence repetitively the same age group in the same manner. Considering national tendencies of population and the forecasts made by other authorities, the above presumption and the choice of data could be considered effective for a certain span of time.

A part of populations thus computed are shown in Table 1. Fig. 3 shows the forecast of total populations of Hokkaido and those of the age group 65 years

and over. According to the forecasts, the total population of this district shows a slow increase for a first period, which is gradually detained, and finally turns into a mild decrease. On the other hand, the population of the aged shows

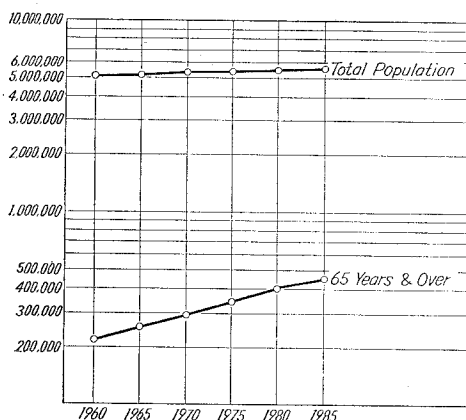


Fig. 3. Forecasts of Population in Hokkaido, Japan.

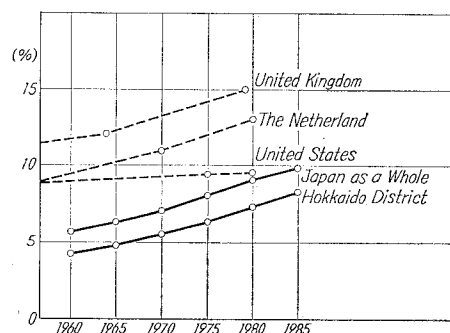


Fig. 4. Percentage of Age Group 69 Years and Over in Total Population, Hokkaido, Japan.

Table 1. Forecasts of Population in Hokkaido, Japan

Age Group	1960	1965	1970	1975	1980	1985
0~4	455,213	451,390	455,058	472,549	470,424	438,207
5~9	576,230	446,543	442,814	446,412	463,571	461,486
10~14	650,036	564,190	437,166	433,515	437,037	453,836
15~19	508,799	599,110	520,183	403,067	399,701	402,948
20~24	466,201	451,306	531,411	461,402	357,520	354,535
25~29	456,601	443,552	429,192	505,372	438,793	340,002
30~34	406,635	444,456	431,576	417,604	491,727	426,946
35~39	325,295	395,352	432,011	419,492	405,911	477,959
40~44	265,390	314,889	382,701	418,187	406,068	392,922
45~49	235,937	255,874	303,553	368,924	403,132	391,450
50~54	195,596	224,639	243,592	288,982	351,216	383,782
55~59	161,977	184,087	211,385	229,220	271,932	330,494
60~64	123,233	147,094	167,151	191,938	208,132	246,914
65~69	86,454	106,628	127,236	144,586	166,026	180,034
70~74	61,616	69,414	85,622	102,171	116,103	133,319
75~79	37,235	42,670	48,104	59,336	70,805	80,459
80~84	19,025	20,537	23,554	26,553	32,753	39,084
85~89	6,382	7,912	8,543	9,798	11,046	13,625
90~94	1,224	1,999	2,476	2,674	3,067	3,457
95~99	122	143	234	290	313	359
100~	5	15	18	29	36	38
Total	5,039,206	5,167,800	5,283,580	5,402,101	5,505,313	5,551,856

a steady increase without any slacking.

The aging of the population is also clearly seen from Fig. 4, which shows the percentages of the age group 65 years and over of Hokkaido, with those of Japan as a whole and of some Western countries for comparison. Though the absolute percentages of the aged in Hokkaido are still around a half of those of western countries, the overall tendency of the aging population presents similar characteristics of steep increase, far more drastic than those of U.S.A. It is, therefore, safely concluded that the revolutionary tide of the aging population is already sweeping in the district of Hokkaido.

3. Types of Housing for the Aged

Under the general tendency toward the aging of the population, a considerable quantity of studies have been made during the last decade in the Western countries. Which type of housing is most suitable for the aged, however, is not unanimously agreed upon so far among the authorities concerned. The housings for the aged can be categorized, in view of the ways of living, into the following two types ;

- a) institutional type
- b) residential type

The former includes the facilities where the aged are brought together and are given communal care and services such as the homes for the aged, whereas the latter includes small houses and flatlets purposefully designed for use of the aged. As the former type of housings in Japan, the Old Age Welfare Act stipulates the construction of 1) special nursing homes, 2) nursing homes, and 3) small-expense homes for the aged. Besides these homes, there are quite a number of, though still insufficient for the demands, homes for the aged operated by private hands. For the latter type of public facilities, however, the achievement has been very poor only with about two thousand public housing units for the aged throughout the country. Needless to say, the former types are necessary for the extremely old or for the aged with chronic diseases. For the majority of the aged, however, the residential type shall be provided rather than the homes for the aged, as shall be discussed in the following chapters. The objective of this treatise is to stress the necessity of early and sufficient provision of the residential-type housings for the welfare of the aging population.

4. Trend toward the Nuclear Family and Increase of the Old Age Family

As G.P. Murdock has pointed out, the smallest unit of groups universally existent in the human society is the nuclear family which is composed of a married couple and their unmarried children. In the advanced countries throughout the world, the tendency is noticeable that the average scale of family has been constantly diminishing and gradually approaching to that of the nuclear family

following the urbanization and industrialization of society. Fig. 5 shows the transition of the average scale of family in Japan and in U.S.A.^{1),5)} With the exception of a period around the World War II in Japan, the average scale of family has always been diminishing. Since the tendency is deeply rooted in the modernization of society, the trend can not be considered as a mere temporary phenomenon, but shall be expected to continue for a certain extent in future.

Following the progress of the nuclearization of family, the traditional family system of Japan is on the way to gradual nullification. As widely noted, the aged in this country, as well as in other countries in the Orient, were cared for by the rest of family with patriarchal devotions on one hand and moral and legal compulsions on the other. The old patriarchal civil law, however, was abrogated at the democratization after the World War II, while the flow of younger populations into the city were accelerated by the urbanization and industrialization of the society. These circumstances gave a vital influence on the aged so far protected under the family patronage. It caused the increase of the old age family, which is composed of males of 65 years and over, females of 60 years and over,

Table 2. Transition of the Old Age Family in Japan.
Source: Reference 3)

Years	Total Number of Family	Number of Old Age Family	Percentage of Old Age Family
1960	22,456,000	500,000	2.2
1961	23,509,000	561,000	2.4
1962	23,850,000	618,000	2.6
1963	25,002,000	679,000	2.7
1964	25,104,000	716,000	2.9
1965	25,940,000	799,000	3.1

poll. Younger the generation, smaller the number of those who agree with the idea that one of the children ought to live with the aged parents, while, younger the generation, larger the number of those who think it not necessary to live with them. In the same manner, older the generation, larger the number of those

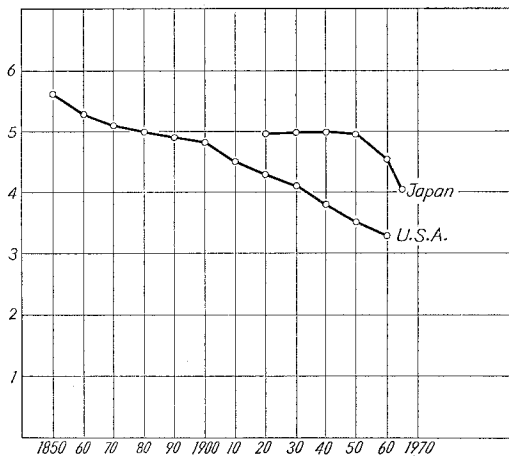


Fig. 5. Average Number of Persons in One Family, Japan & U.S.A.
Source: References 6) & 7)

and unmarried persons below 18 years of age. Though the total number of family in Japan increased only by 15% from 1960 to 1965, the number of old age family swelled up by 60% as shown in Table 2.³⁾

Table 3 is a part of the Public Opinion Poll on National Life conducted in January 1966 by Public Relations Office, Premier's Secretariate of Japan. The transformation of people's way of thinking about the patriarchal patronage of the aged is clearly observed from this

who think the children are responsible for the living of the aged, while, younger the generation, larger the number of those who think the aged themselves and the government or the society are responsible for it. In view of these tendencies of the society in general, it is clearly forecast that the number of the old age family will continue on its steady increase.

Table 3. From Public Opinion Poll, January 1966, by
Premier's Secretariate of Japan.

Q. 1 Do you agree with the idea that one of the children ought to live with the aged parents to take care of them?

Age group	Number of answers	Ought to live with (%)	Not necessary (%)	No answer	Total (%)
Grand total	(16,277)	59.5	33.3	7.3	100.0
Male total	(7,372)	59.7	33.7	6.6	100.0
20~29	(1,450)	50.8	40.3	8.9	100.0
30~39	(1,800)	51.4	41.9	6.7	100.0
40~49	(1,453)	58.6	34.7	6.7	100.0
50~59	(1,328)	67.8	26.3	5.9	100.0
60~	(1,341)	73.3	21.8	4.9	100.0
Female total	(8,905)	59.3	32.9	7.8	100.0
20~29	(1,982)	47.3	42.6	10.1	100.0
30~39	(2,246)	51.9	41.0	7.1	100.0
40~49	(1,941)	60.3	32.8	6.9	100.0
50~59	(1,470)	69.3	25.2	5.6	100.0
60~	(1,266)	78.2	12.7	9.1	100.0

Q. 2 Who do you think is responsible for the living of the aged?

Age group	Number of answers	The aged (%)	Children or family (%)	Government or society (%)	No answer (%)	Total (%)
Grand total	(16,277)	40.3	27.1	25.4	7.3	100.0
Male total	(7,372)	42.0	24.9	28.0	5.2	100.0
20~29	(1,450)	42.9	15.1	35.2	6.8	100.0
30~39	(1,800)	47.9	15.1	32.7	4.3	100.0
40~49	(1,453)	47.8	20.9	27.6	3.6	100.0
50~59	(1,328)	40.9	31.0	22.4	5.6	100.0
60~	(1,341)	27.7	46.8	19.7	5.8	100.0
Female total	(8,905)	38.9	28.9	23.2	9.1	100.0
20~29	(1,982)	44.9	16.3	30.3	8.6	100.0
30~39	(2,246)	45.7	20.6	26.4	7.3	100.0
40~49	(1,941)	42.6	28.5	20.6	8.4	100.0
50~59	(1,470)	34.1	38.5	19.7	7.7	100.0
60~	(1,266)	17.4	52.6	14.6	15.4	100.0

5. Physical Condition of the Aged

Owing to the prevailed misconception that the aged were all invalids, most of the facilities for the aged both in the East and in the West usually took the form of protective institutions until quite recently. The conception, however, can no longer be supported today. According to the survey by Dr. R. J. Zonneveld in Groningen, the Netherlands, a high proportion of the elderly, at least below the age of 80, were physically capable of living in home.²⁾ Similar results were reported by Dr. G. H. Beyer and M. E. Woods, Center for Housing and Environmental Studies, Cornell University in 1963. According to the Cornell Report, 92 percent of the aged could live in home without any substantial assistance from others.²⁾ Also, Peter Townsend reportedly feels that probably only 2 percent of older people actually need to be in nursing homes and hospitals, and M. R. F. Simson feels that those who need constant care and supervision because of physical or mental infirmity may be 2 percent of the total old age population of the United Kingdom.²⁾

Table 4 is a part of Public Opinion Poll on Old Age Welfare conducted in January 1966 by Public Relations Office, Premier's Secretariate of Japan. Surveyers interviewed 2,607 persons of the age 60 and over statistically selected throughout the country to represent whole sectors of the aged. According to this poll, 77.8 percent of the aged answered they were either healthy or normal, and only 2 percent of them were found chronically ill.

One of the factors closely related to forming the old age family is the ratio of the aged with spouse. Fig. 6 shows the transition of percentages of the aged with spouses calculated from National Censuses of Japan in 1955, 1960, and 1965.⁶⁾ It is clearly seen that the spoused ratios of the aged have been steadily increasing

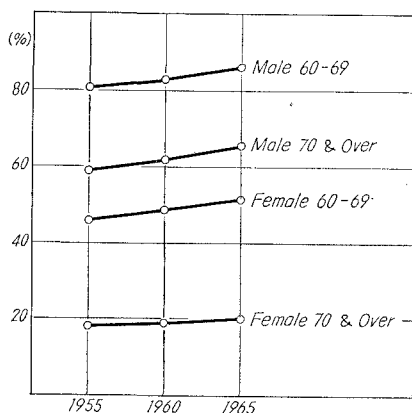


Fig. 6. Percentage of the Aged with Spouse in Japan.
Source: Reference 6)

Table 4. Physical Condition of the Aged—from Public Opinion Poll, January 1966, by Premier's Secretariate of Japan.

Age group	Number of answer	Healthy or normal (%)	Sometimes in bed (%)	Always in bed (%)	No answer (%)
Male 60~64	(479)	83.7	12.3	0.8	3.1
65~69	(430)	77.9	18.4	2.6	1.2
70~	(432)	73.6	22.9	2.8	0.7
Female 60~64	(410)	86.3	11.5	0.7	1.5
65~69	(392)	78.3	20.2	0.8	0.8
70~	(464)	67.5	27.2	4.3	1.1
Grand total	(2,607)	77.8	18.8	2.0	1.4

both in male and in female. In view of this tendency along with the revolutionary increase of the aging population, it can be safely forecast that the number of the old age family capable of living in home will continuously increase to some extent in coming years.

6. Type of Housings the Aged Look for

The recognition that the old age welfare is not the charity for the aged but the intrinsic right of the aged entitled on behalf of their long services for the society is now prevalent among the advanced nations of the world. In former days, however, the fallacy that the institutions for the aged were the facilities for the social failures were widely supported in many countries and still this misconception is somewhat lingering among the majority of the aged. Therefore, even at present, most of the elderly in Japan, as those in most countries of the world, are not willing to move in any kind of institutional housings for the aged. Table 5 is a summary of the Public Opinion Polls on Old Age Welfare in December 1960 and in January 1966 by Premier's Secretariate of Japan.

Table 5. From Public Opinion Polls on Old Age Welfare by Premier's Secretariate of Japan.

Years	1960	1966
Pollees	1,020 persons	2,607 persons
	The aged in 6 great cities (%)	The aged in whole country (%)
Would like to move in the home for the aged.	16	9.0
Would not like to.	84	80.9
No answer	—	10.1
Total	100	100.0

Planning Research Laboratory, Department of Architecture, Muro-ran Institute of Technology carried out a survey of the people's consciousness on housings in Akabira City, Hokkaido, Japan in October 1968. Questionnaires were sent by mail to 380 families, a thirtieth of all the families of the city. Out of these, 303 answers (80%) were obtained by the cooperation of the municipal authority. In these questionnaires, the desires of people for the ways of living in the old age were asked. The analyses of these answers were summarized in Table 6.

According to the analyses, only 1.7 percent of the whole people, and 8 percent of those of years 65 and over, answered that they would like to live in the homes for the aged when they get old, while the majority of people, 95.7 percent of all and 92 percent of the aged, answered they would not live in the homes for the aged in their old age. It is quite noteworthy that a high proportion of the people revealed their willingness of living independently in home even in the old age. The percentages of this category were 41.3 in whole people and 33 in those of age 65 and over.

Those who would like to live in the homes for the aged only count 5 out

of 303. Though this is too small a number to be analyzed on any statistical method, it is said that this category is polarized into the younger extreme and the older extreme of chronological years. It is also said that this category is

Table 6. Analysis of People's Consciousness on Housings in Their Old Age, Akabira City, Hokkaido, Japan.

Category		Total	Independent at home	With children	The home for the aged	Miscel- laneous	No answer
Total		303 (100.0)	125 (41.3)	156 (51.5)	5 (1.7)	9 (3.0)	8 (2.6)
Age group	~29	31 (100)	10 (32)	17 (55)	2 (6)	1 (3)	1 (3)
	30~39	81 (100)	39 (48)	37 (46)	1 (1)	1 (1)	3 (4)
	40~49	104 (100)	44 (42)	58 (56)	0 (0)	2 (2)	0 (0)
	50~59	61 (100)	27 (44)	28 (46)	1 (2)	3 (5)	2 (3)
	60~	26 (100)	5 (19)	16 (62)	1 (4)	2 (8)	2 (8)
Family type	Single	2 (100)	0 (0)	2 (100)	0 (0)	0 (0)	0 (0)
	Couple	20 (100)	9 (35)	14 (54)	0 (0)	1 (4)	2 (7)
	2 generatn.	210 (100)	95 (45)	101 (48)	4 (2)	6 (3)	4 (2)
	3 generatn.	53 (100)	17 (32)	32 (60)	0 (0)	2 (4)	2 (4)
	Extended f.	12 (100)	4 (33)	7 (58)	1 (8)	0 (0)	0 (0)
Monthly income	~¥ 15,000	5 (100)	0 (0)	4 (80)	1 (20)	0 (0)	0 (0)
	20,000~29,999	12 (100)	4 (33)	6 (50)	2 (17)	0 (0)	0 (0)
	30,000~39,999	68 (100)	25 (37)	37 (54)	0 (0)	3 (4)	3 (4)
	40,000~49,999	77 (100)	29 (38)	42 (55)	1 (1)	2 (3)	3 (4)
	50,000~59,999	67 (100)	36 (54)	28 (42)	0 (0)	2 (3)	1 (1)
	60,000~79,999	36 (100)	16 (44)	20 (56)	0 (0)	0 (0)	0 (0)
	80,000~	30 (100)	13 (43)	14 (47)	1 (3)	1 (3)	1 (3)
	No answer	8 (100)	2 (25)	5 (63)	0 (0)	1 (13)	0 (0)
Profession	Unemployed	12 (100)	3 (25)	7 (58)	1 (8)	1 (8)	0 (0)
	Agricultrl.	13 (100)	2 (15)	11 (85)	0 (0)	0 (0)	0 (0)
	Publid svt.	51 (100)	16 (31)	31 (61)	0 (0)	0 (0)	4 (8)
	Commerce	27 (100)	11 (41)	12 (44)	1 (4)	1 (4)	2 (7)
	Company wkrs.	40 (100)	19 (48)	19 (48)	0 (0)	1 (3)	1 (3)
	Mining	150 (100)	67 (45)	73 (49)	3 (2)	6 (4)	1 (1)
	Teachers	10 (100)	7 (70)	3 (30)	0 (0)	0 (0)	0 (0)
Education	Prim. (6 y)	172 (100)	67 (39)	93 (54)	2 (1)	7 (4)	3 (2)
	Mid. (9 y)	31 (100)	10 (32)	17 (55)	2 (6)	1 (3)	1 (3)
	Mid. (10 y)	40 (100)	21 (53)	18 (45)	0 (0)	0 (0)	1 (3)
	High (12 y)	46 (100)	22 (48)	19 (41)	1 (2)	1 (2)	3 (7)
	Colg (14-16 y)	11 (100)	5 (45)	6 (55)	0 (0)	0 (0)	0 (0)
	Unknown	3 (100)	0 (0)	3 (100)	0 (0)	0 (0)	0 (0)

partial to the low income, to the less educated, and to the families of smaller scale. The reasons to the former fact would be that, while the absolute necessity caused the older extreme to wish to move in the homes for the aged, the resolution of independence from the traditional patronage led the younger extreme to look for the homes for the aged. These necessity and the resolution of independence would also be considered as important factors for bringing about the latter facts.

Those who would like to live independently in home in the old age count 125 out of the 303 total. Though this category was almost evenly distributed to each age group, the middle age groups with economical confidence and maturity in life showed a higher percentage. Observed from the types of family, this category was more in the nuclear family than in the extended family. This fact is noteworthy to see the relationship between the trend toward nuclear family and the willingness of independent living in the old age.

The most important factor relating to the willingness of the independent living, however, exists apparently in the economical phase of life. This fact can be deduced from the analysis by monthly income and that by occupation. Generally speaking, the higher the income, the larger the percentage of those who wish independent living. In the highest income groups, however, the percentage shows a considerable decline. This may be explained from the fact that the highest income groups are mostly the oldest age groups.

The analysis by occupation clearly presents the socio-economical factors relating to the willingness of independent living. The lowest percentage is seen in the agricultural workers, among whom the collapsing speed of patriarchal family system is slowest. The company workers present a higher percentage than the public servants with an earlier retiring age. The miners who comprise the main part of workers in this city show a considerably higher percentage of the willingness of independent living. However, it is not easily explained, because there exist a great number of functions and status involved in the mining industry in this city, and they can not be considered as a single occupation. Finally, the teachers show the highest percentage of independence. It is quite noteworthy because of their strong influence on the holders of coming generations, and so, this fact could be considered as another support for the discussion that the independent living of the aged will increase in the future.

7. Conclusion

Though there have been a considerable number of researches on the institutional type of facilities for the aged in Japan, there were quite a limited number of studies made on the residential type. The government policies on the residential-type housings for the aged have also been so retarded that the constructed public housings for the aged count less than two thousand units so far throughout the country. However, as stated above, it is more than apparent that the old age

families will increase in number under the world-wide tendency toward the nuclearization of family, and that most of the aged are capable of living independently when observed from their physical conditions, and that they are somewhat compelled to live alone by the reasons with the socio-economical background. The author is of the opinion that more researches shall be made on the residential type housings for the aged in this country, and that much more public housings for the aged shall be constructed in all parts of this country.

Grateful acknowledgement is made to Professor H. Kikuchi, Instructor S. Maruyama, Instructor K. Kurosawa, and Assistant Y. Aki of Muroran Institute of Technology for their kind cooperation in preparing data for the analyses.

(Received Apr. 30, 1969)

References

- 1) Y. Daido: "Development of Social Gerontology" (in Japanese), Tokyo, 1966.
- 2) G. H. Beyer and Nierstrasz: "Housing the Aged in Western Countries", Amsterdam, 1967.
- 3) Ministry of Health and Welfare: "White Paper on Health and Welfare" (in Japanese), Tokyo, 1968.
- 4) H. Kikuchi: "On Transition of Population Structure in Hokkaido" (in Japanese), in Report No. 32, Hokkaido Chapter, Architectural Institute of Japan, 1969.
- 5) K. Izumi: "Distributions and Forecasts of the Aging Population in Hokkaido" (in Japanese), in Report No. 32, Hokkaido Chapter, A.I.J., 1969.
- 6) Bureau of Statistics: "Population of Japan" (in Japanese), Tokyo, 1967.
- 7) Ohashi and Masuda: "Sociology of Family" (in Japanese), Tokyo, 1968.

高さと断面変化を考慮せる矩形及び箱断面鋼桁 模型の基礎実験について

中村作太郎・志村政雄

On the Fundamental Experiment of the Rectangle and Box Steel Girder Models with Reference to Their Heights and the Longitudinal Change of Their Cross Sections

Sakutaro Nakamura and Masao Shimura

Abstract

The present writers had the Hakodate Dock Company and Tajiri Mechanical Engineering Company make eight steel girder models with the different heights, —five rectangle girders (span length $l=40$ cm, three girders with the constant cross sections, two girders with the inconstant cross sections) and three box girders (span length $l=80$ cm, two girders with the constant sections, one girder with the inconstant cross section).

We checked the following experiment with these models for details.

First, we loaded concentrically on the one point of the span centre of each rectangle girder model by use of an Amsler type compression tester (max capacity=50 t) and loaded concentrically on the two points of the span centre of each box girder model by use of a universal tester (RH-100 type, max capacity=100 t), and also by use of some strain meters and dialgauges measured the stress intensity of some cross sections and the deflection of the span centre within the elastic limit of each girder model.

Next, with careful observation, we compared the above-mentioned experimental values with the theoretical values, and explained also the difference between the experimental values of all girder models with the cross sections of the same type.

Still more, we observed and cleared up the phenomenon of elastic failure or buckling by creasing gradually a concentrated line load into a breaking one, and explained the influences of the creasing load and the partial distribution of concentrated line load, and also inquired into closely the influences of the depth and longitudinal change of the cross sections in the girder models.

I. 緒 言

従来、矩形断面または箱断面を有する鋼桁の模型実験において、その断面高さの差異または縦軸方向の断面変化の影響を究明する目的で行なった研究論文はほとんど見当たらない。諸研究者によって行なわれて来た模型実験^{1)~5)}はそれぞれ独自の目的で、単独に行なわれているので、著者等の追究せんとする模型実験とは全く趣きが異なり、部分的応力現象を吟味する上において参考になるに過ぎない。

鉄桁または鋼 I 桁についての模型実験^{6)~22)} はかなり多いが、矩形断面または箱断面を有する鋼桁の模型実験そのものさえきわめて少ない現状であり、この方面の研究は今後の開発にかかっているものと思う。この意味において研究の必要性に迫られ、著者等は本研究論文で述べような基礎模型実験を試みた次第であり、その概要をあげれば次の通りである。

函館ドック株式会社に依頼して作った 5 個の鋼矩形断面桁模型（支間長 $l=80$ cm, 等断面桁 3 個, 変断面桁 2 個）と田尻機械工業株式会社に依頼して作った 3 個の鋼箱桁模型（支間長 $l=80$ cm, 等断面桁 2 個, 変断面桁 1 個）それぞれについて基礎実験^{23), 24)} を行なった。

すなわち、鋼矩形断面桁模型では支間中央に一点線荷重として集中載荷し、鋼箱桁模型では支間中央に二点線荷重として集中載荷したが、載荷装置としては前者にアムスラー型圧縮試験機（最大力量 50 t）、後者に万能試験機（RH-100 型, 最大力量 100 t）を用いた。また数個の歪測定器とダイヤルゲージを用いて、数カ所の断面応力度と支間中央のたわみなどを各模型桁の弾性限度以内の範囲について測定し、実験結果を理論計算値と比較吟味することによりその差異の生ずる原因について追求した。更にまた、同型の断面を有する各模型桁相互間の実験結果を比較検討し、その差異の生ずる原因についても論究した。

なお、集中線荷重を破壊するまで徐々に増加することにより、弾性破損または座屈する現象を観測し、増加荷重と集中線荷重の局部的分布の影響を明らかにしたほか、模型桁の断面高さと縦軸方向の断面変化の影響についても吟味探究し、その現象について考察を加えた。

II. 模型実験

1. 模型製作

A. 鋼矩形断面桁模型

図-1, 2, 3 のような等断面桁の模型 (A), (B), (C) の 3 個と図-4, 5 のような変断面桁の模型 (D), (E) の 2 個合計 5 個を構造用平鋼 SS 41 (JIS G 3101 一般構造用圧延鋼材第 2 種) を用

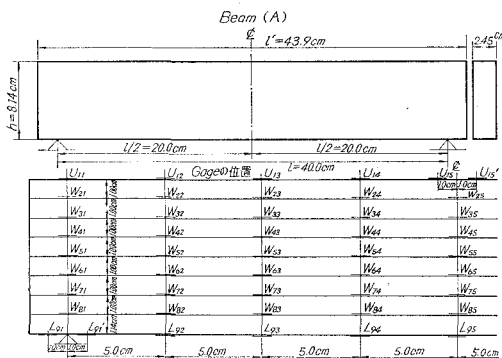


図-1 鋼矩形断面桁模型 Beam (A) の寸法及びゲージの位置

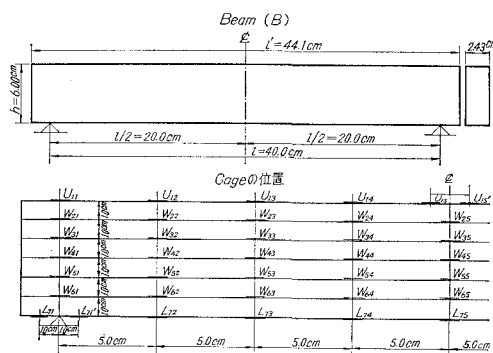
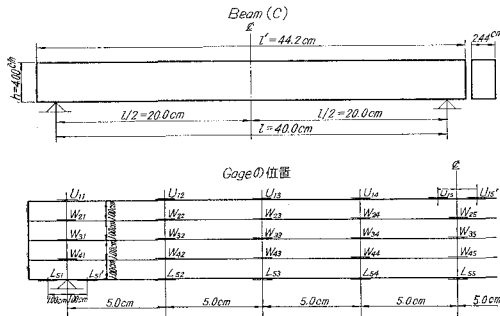
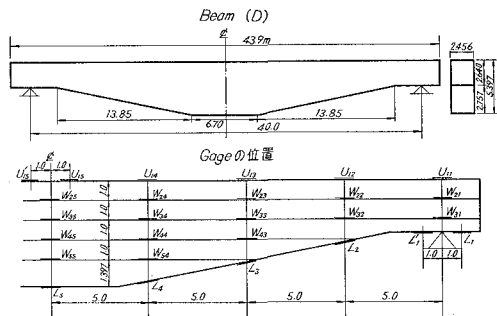


図-2 鋼矩形断面桁模型 Beam (B) の寸法及びゲージの位置



図—3 鋼矩形断面桁模型 Beam (C) の寸法及びゲージの位置



図—4 鋼矩形断面桁模型 Beam (D) の寸法及びゲージの位置

い、函館ドック株式会社室蘭製作所に依頼し製作した。

B. 鋼箱桁模型

図-6, 7 のような等断面桁の模型 A-1, A-2 の 2 個と 図-8 のような変断面桁の模型 A-3 の 1 個合計 3 個を前記の模型同様に、構造用平鋼 SS 41 (JIS G 3101 一般構造用圧延鋼材第 2 種) を用い、札幌市田尻機械工業株式会社に依頼し製作した。

2. 実験方法

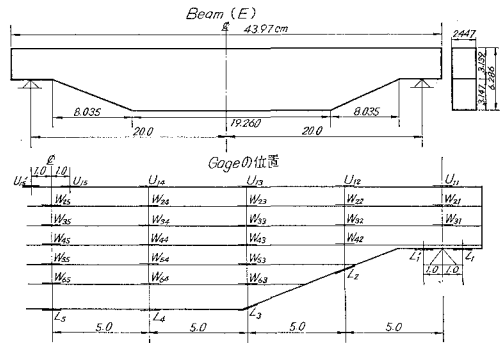
A. 鋼矩形断面桁模型

a) 実験装置

アムスラー型圧縮試験機 (最大力量 50 t)、インジケーター SM 4 J 型抵抗線歪測定器、ジャンクションボックス SJ 4 C、スイッチボックス SS 24 J、Gage tester GF 5 B、Strain gage: Type K-19-1、Gage length 3.0 mm、Resistance $120.0 \pm 0.3 \Omega$ 、Gage factor $2.11 \pm 1.5\%$ 、Quantity 10; ダイアルゲージ精度 1/100 mm。

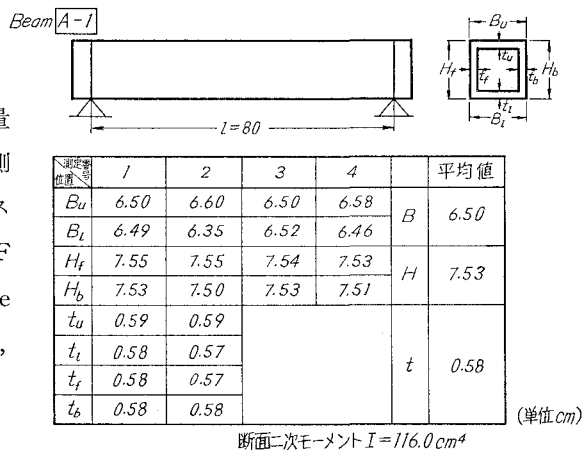
b) 実験準備

各模型にそれぞれ、図-1~5 の通りゲージをはり、ゲージにターミナル及びリード線を接続し、このリード線を 24 点スイッチボックスに接続する。ダミーゲージには実験を行なわな



図—5 鋼矩形断面桁模型 Beam (E) の寸法及びゲージの位置

模型断面寸法



図—6 鋼箱桁模型 Beam A-1 の寸法

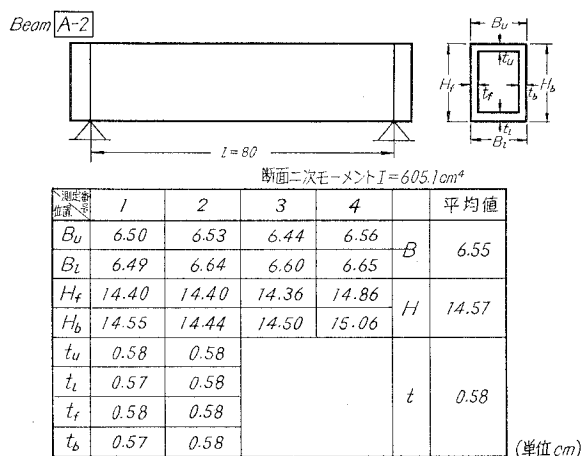


図-7 鋼箱桁模型 Beam A-2 の寸法

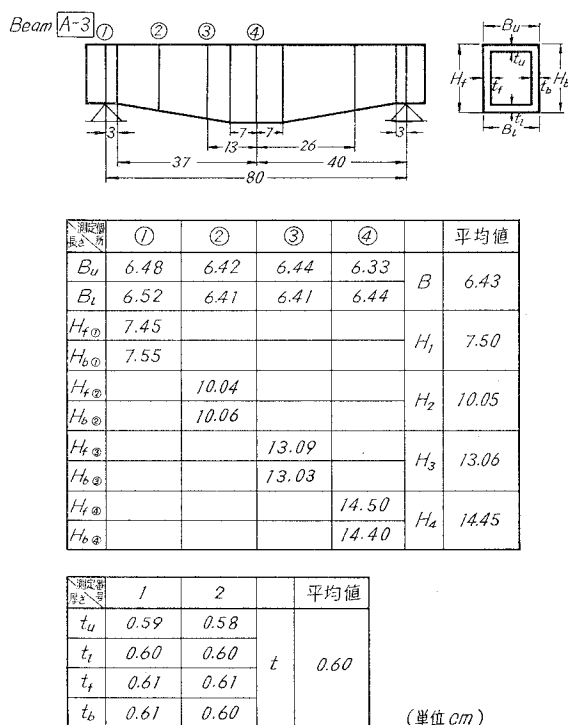


図-8 鋼箱桁模型 Beam A-3 の寸法

い模型のゲージを使用する。初平衡調整を行ない、全部の調整が終わったら測定準備完了である。

c) 測定方法

各模型は1個ずつ上記アムスラー型圧縮試験機の支持台に載せて単純に支持し(支間 $l=40 \text{ cm}$)、ダイヤルゲージを支間中央点及び両支点より各 5.0 cm 内側の位置に取り付け、集中線荷重は試験機によって上面の支間中央点にかける。初荷重を 200 kg とし、 1.0 t までは 200 kg ずつ荷重を順次増して行き、 1.0 t からは 250 kg または 500 kg ずつ荷重を順次増加し、各荷重毎の抵抗線歪測定器及びダイヤルゲージの読みを記録した。

荷重は降伏及び破壊するまで続け、弾性限度以内は勿論、極限付近の現象をも観測した。

d) 素材試験

素材試験は曲げ、引張について行ない、Test piece の寸法は JIS 規格によって製作し、3本の平均値により降伏点応力度 (σ_{YP})、最大応力度 (σ_{MP}) を求めた。また素材の弾性係数 E は曲げ試験と引張試験の結果の平均値をとり $2,100,000 \text{ kg/cm}^2$ に決定した。装置としては最大力量 50 t の RH・リール型万能試験機と最大力量 20 t のアムスラー式圧縮試験機を使用した。

B. 鋼箱桁模型

a) 実験装置

万能試験機 RH-100 型 (最大力量 100 t)、インジケーター SM 4 J 型抵抗線

歪測定器, ジャンクションボックス SJ 4 C, スイッチボックス SS 24 J, Gage tester GF 5 B, ダイアルゲージ精度 1/100 mm, Strain gage: Type KP-10-A1, Gage length 10.0 mm, Resistance $120.0 \pm 0.5 \Omega$, Gage factor $2.06 \pm 1.0\%$, Quantity 10.

b) 実験準備

各模型にそれぞれ図-9~11の通りゲージをはり, 鋼矩形断面桁模型と全く同様の方法で初平衡調整を行なう。

c) 測定方法

各模型は1個ずつ上記万能試験機 RH-100 型 (最大力量 100 t) の支持台に載せて単純に支持し (支間 $l=80$ cm) ダイアルゲージを支間中央点及び 1/4 点, 3/4 点などの位置に取付け, 二点の集中線荷重 (二点間距離 16 cm) を試験機により載荷した。最初 0.25 t ずつ追加して行なったが, 中間で 1.0 t 刻み, 最後には 2.0 t~3.0 t 刻みに増加した。

各模型共その支間中央点, 支点及び中間二点

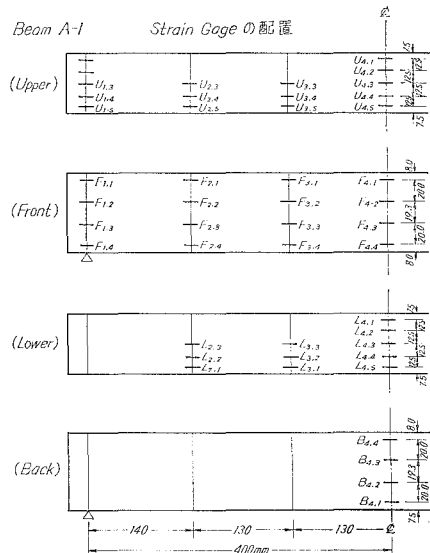


図-9 鋼箱桁模型 Beam A-1 のゲージの位置

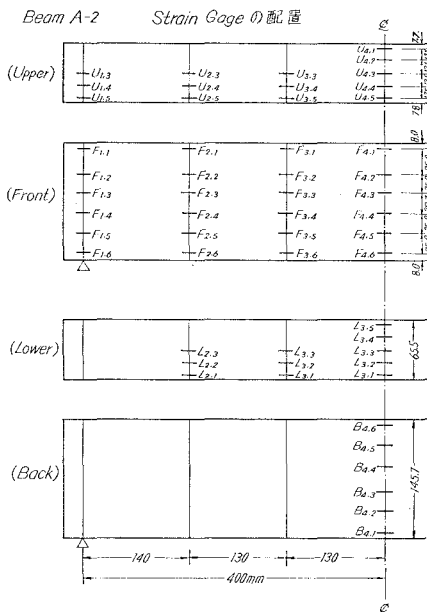


図-10 鋼箱桁模型 Beam A-2 のゲージの位置

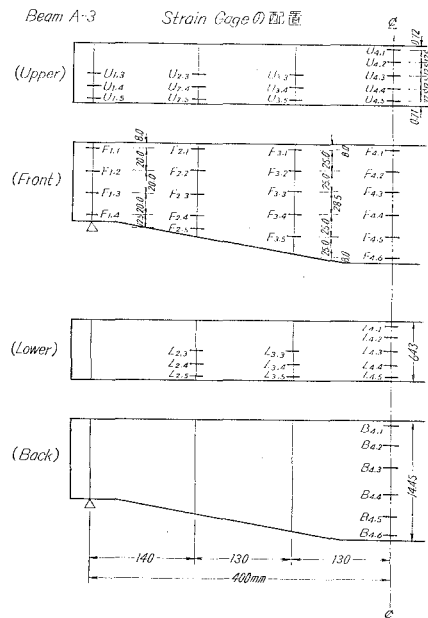


図-11 鋼箱桁模型 Beam A-3 のゲージの位置

(支点より 14 cm, 27 cm の点) の各断面の応力度を求めるため、各荷重毎の抵抗線歪測定器の読みを記録した。また各模型における支間中央点及び 1/4 点, 3/4 点などのたわみも、各荷重毎のダイヤルゲージの読みを記録することにより求めた。また荷重は降伏及び破壊するまで続け、弾性限度以内は勿論、塑性領域ならびに極限付近の現象をも観測した。

d) 素材試験

素材試験は鋼矩形断面桁模型について行なつたと全く同様の方法により、曲げ、引張についての降伏点応力度 (σ_{YP})、最大応力度 (σ_{MP})、弾性係数 (E)、せん断弾性係数 (G) などを決定した。使用装置も前記模型の場合と全く同一である ($E=2,100,000$ kg/cm², $G=810,000$ kg/cm²)。

III. 実験成果及び理論値との比較

1. 鋼矩形断面桁模型

A. 断面諸数値

表—1 等断面模型桁の断面諸数値

模 型 桁	全 長 ℓ' (cm)	支 間 ℓ (cm)	幅 b (cm)	高 さ h (cm)	断面二次モーメント I (cm ⁴)	断面係数 W (cm ³)
Beam (A)	43.90	40.00	2.45	8.14	110.118	27.056
Beam (B)	44.10	40.00	2.43	6.00	43.740	14.580
Beam (C)	44.20	40.00	2.44	4.00	12.680	6.340

表—2 変断面模型桁の断面諸数値

模 型 桁	全 長 ℓ' (cm)	支 間 ℓ (cm)	幅 b (cm)	高 さ (cm)		断面二次モーメント (cm ⁴)		断面係数 (cm ³)	
				h_1	h_2	I_1	I_2	W_1	W_2
Beam (D)	43.90	40.00	2.456	2.643	5.398	3.776	32.174	2.857	11.921
Beam (E)	43.97	40.00	2.447	3.139	6.286	6.307	50.650	4.018	16.115

B. 計算理論

a) 断面応力度

支間と高さの比が $h/l=1/10\sim 1/4.91$ であり、普通の単純桁理論を用いても Deep Beam Theory²⁵⁾ を用いた場合と全く変わらないので、普通の単純桁理論をそのまま用いて曲げモーメント及びせん断力を求め、断面係数法により断面の曲げ応力度及びせん断応力度を周知の式

$$\sigma = (M \cdot y) / I, \quad \tau = (S / I \cdot B) \cdot \int_y^{y_1} y \cdot dA \quad (1)$$

を用い算出した。

b) たわみ

たわみはせん断力の影響²⁶⁾を加算し、次式によって求めた。

$$\delta = \delta_b + \delta_s = (Pl^3/48EI) \left\{ 3(h/l)^2 + 1 \right\} \quad (2)$$

ここに δ_b : 曲げモーメントによるたわみ
 δ_s : せん断力によるたわみ
 P : 集中線荷重, l : 支間
 h : 高さ, E : 弾性係数

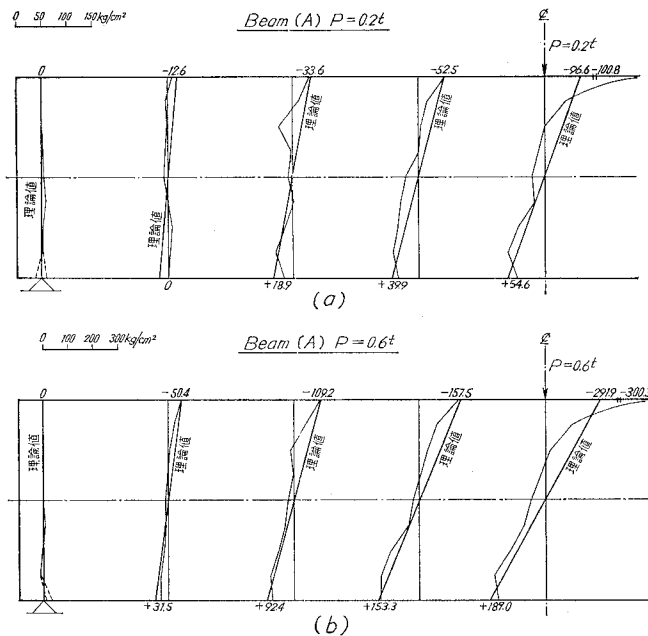
C. 弾性限度以内の理論と実験の比較

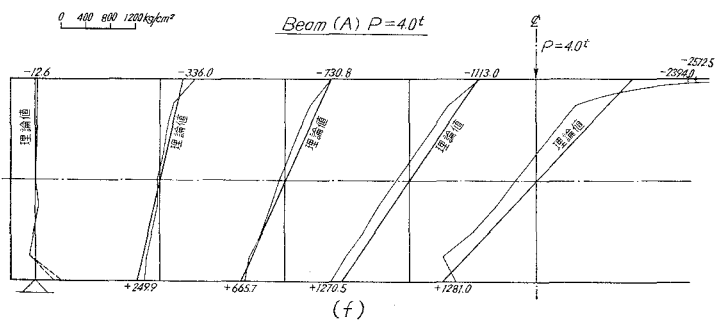
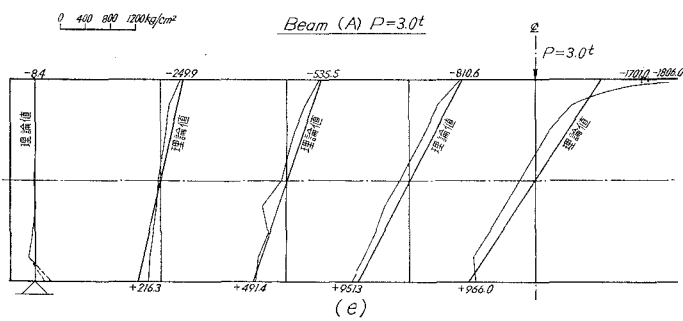
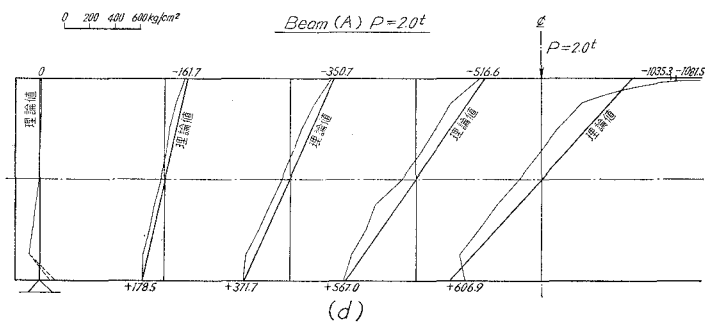
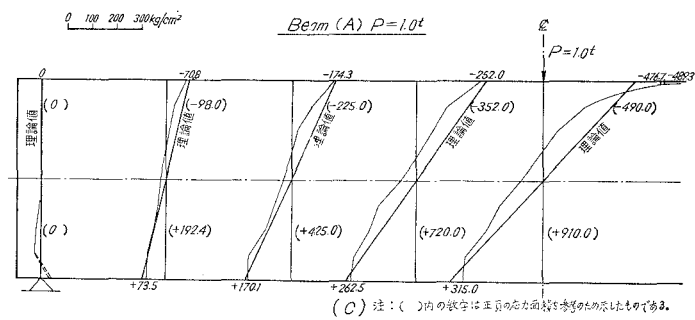
a) 断面応力度

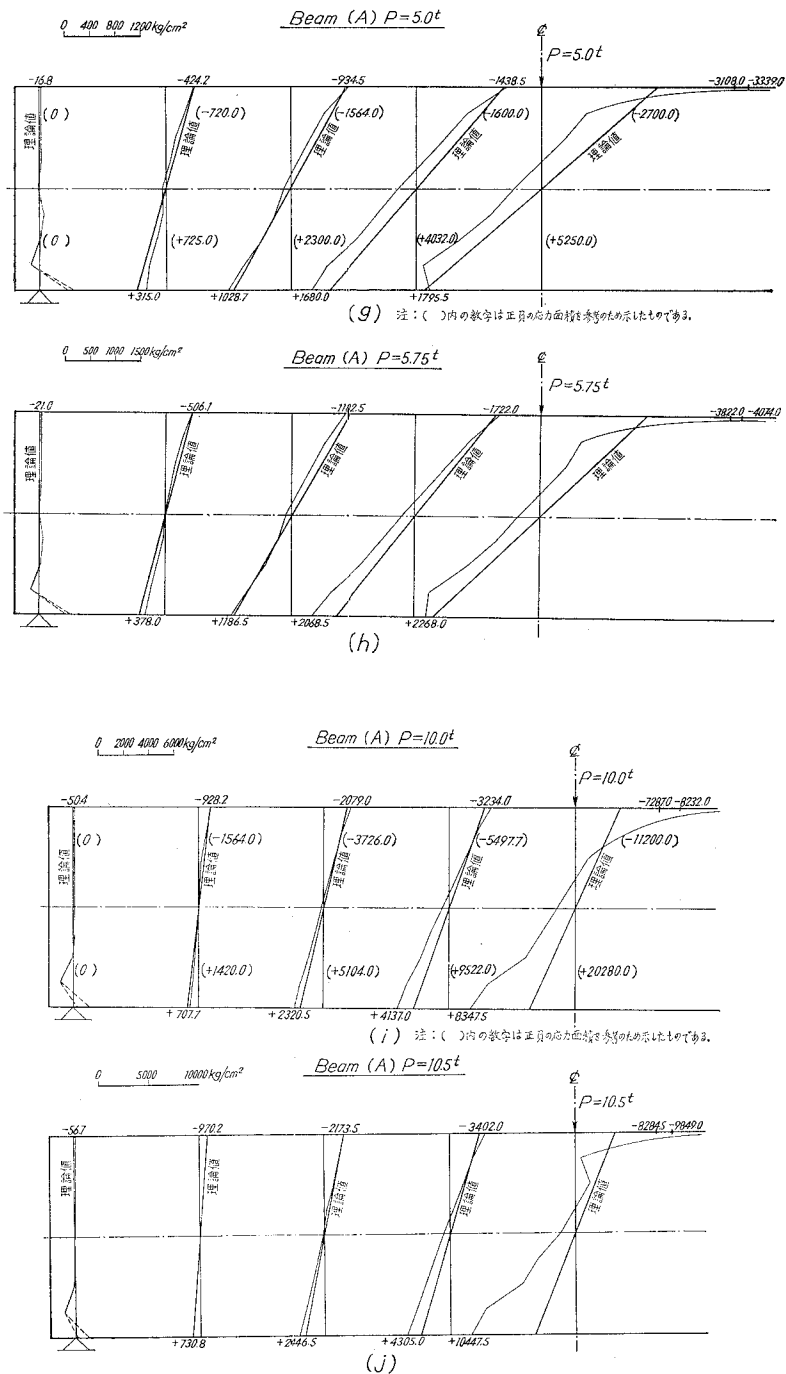
支間中央点、支点及び中間部二点 (図-1~5 参照) の各荷重時における軸方向断面応力度分布について、理論値と実験値の比較を示せば 図-12~16 の通りとなる。

b) たわみ

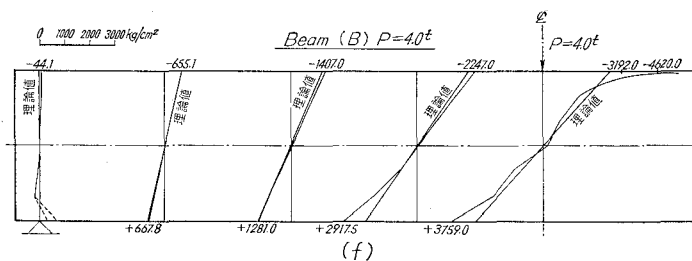
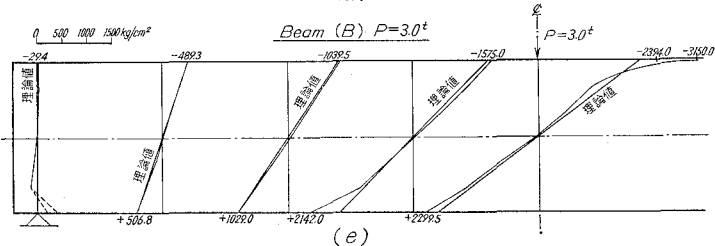
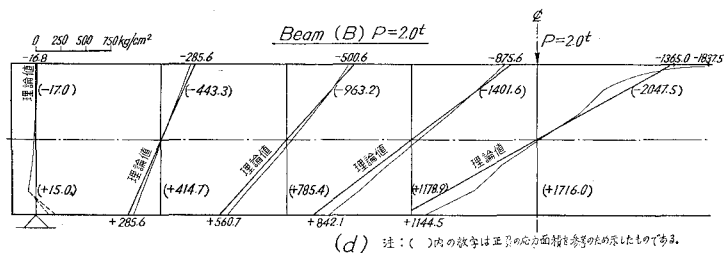
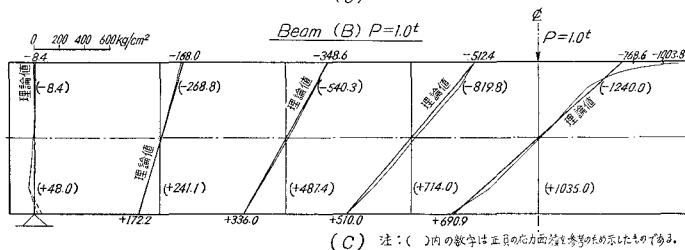
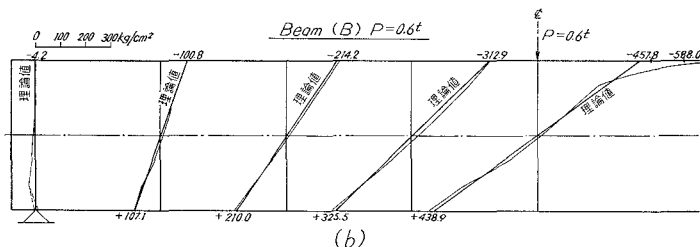
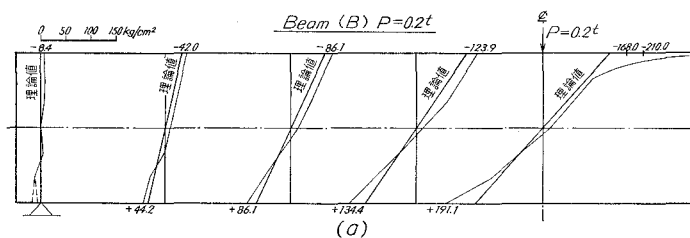
支間中央点の各荷重時におけるたわみについて、理論値と実験値の比較を示せば 図-17~21 の通りとなる。







図—12 鋼矩形断面桁模型 Beam (A) の軸方向断面応力度分布



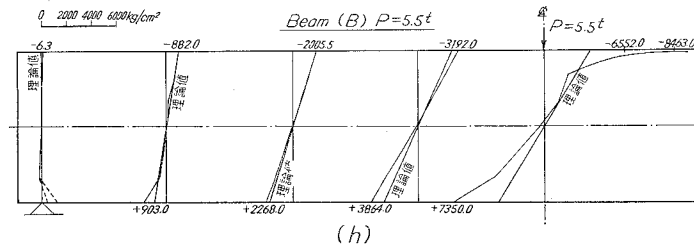
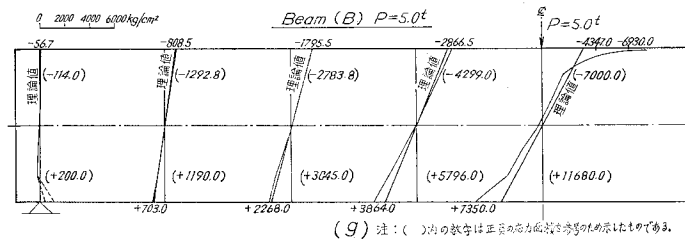
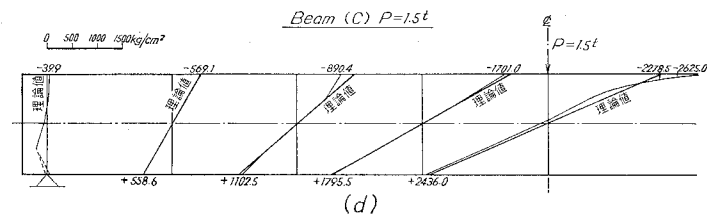
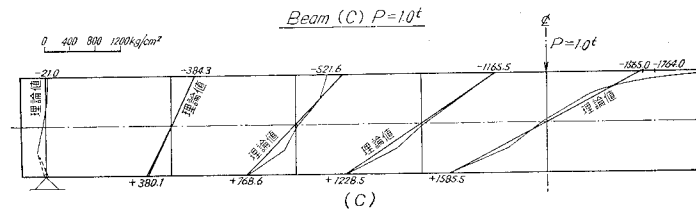
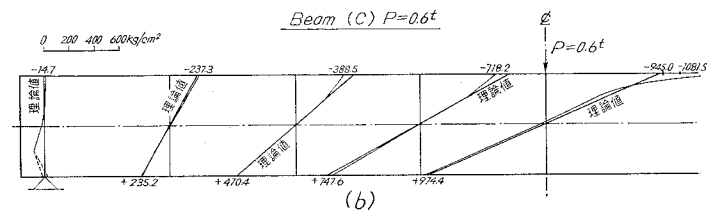
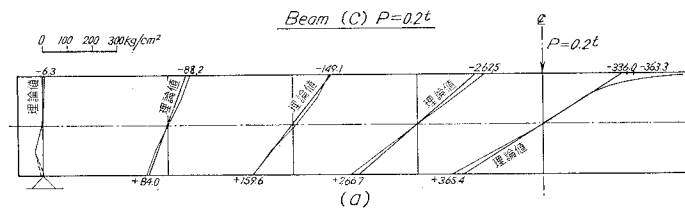
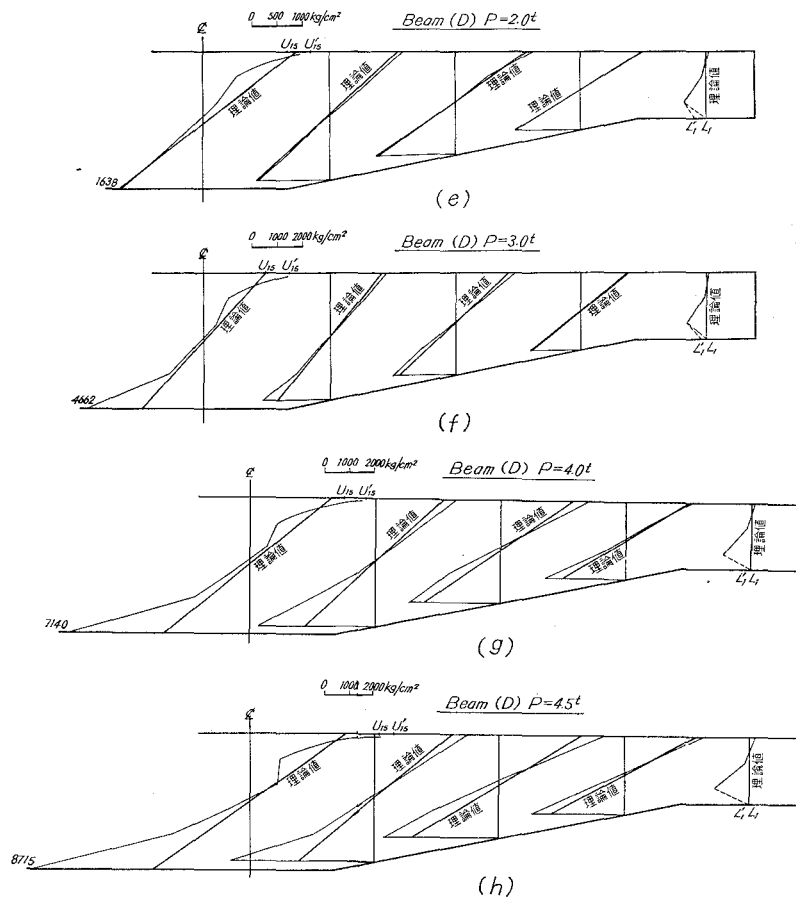
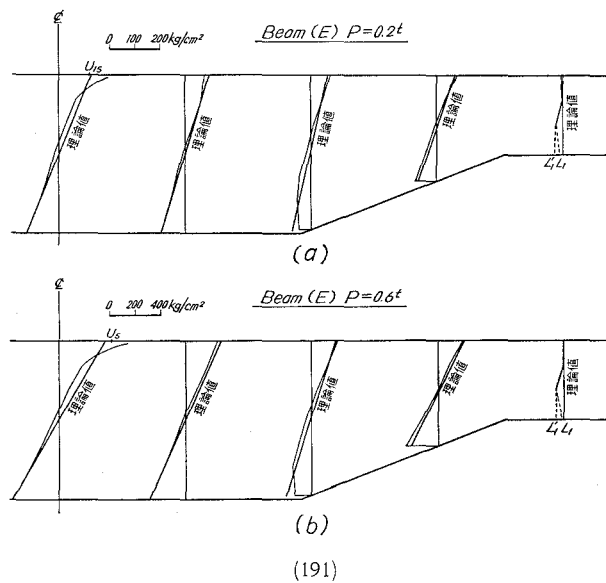


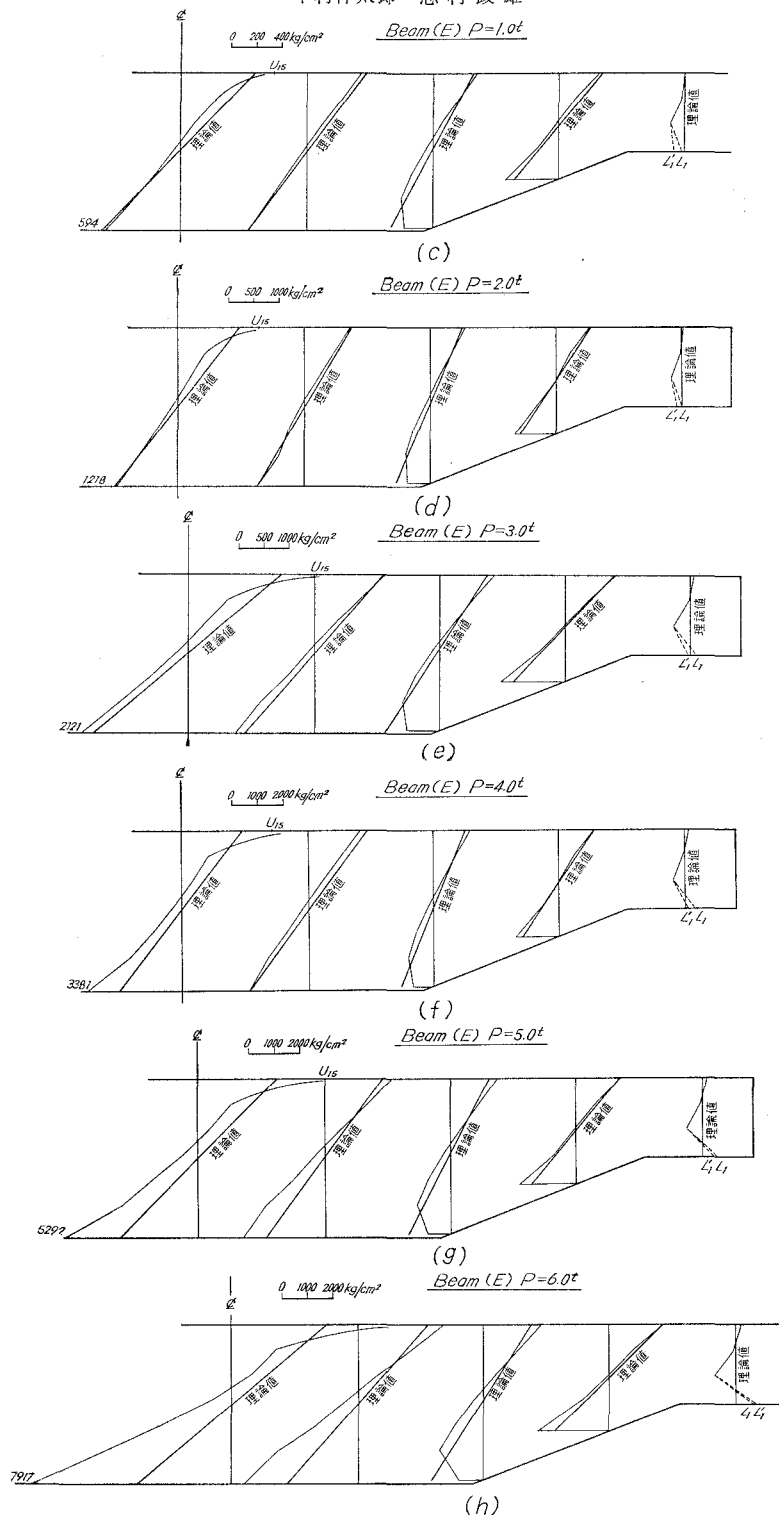
図-13 鋼矩形断面桁模型 Beam (B) の軸方向断面応力度分布



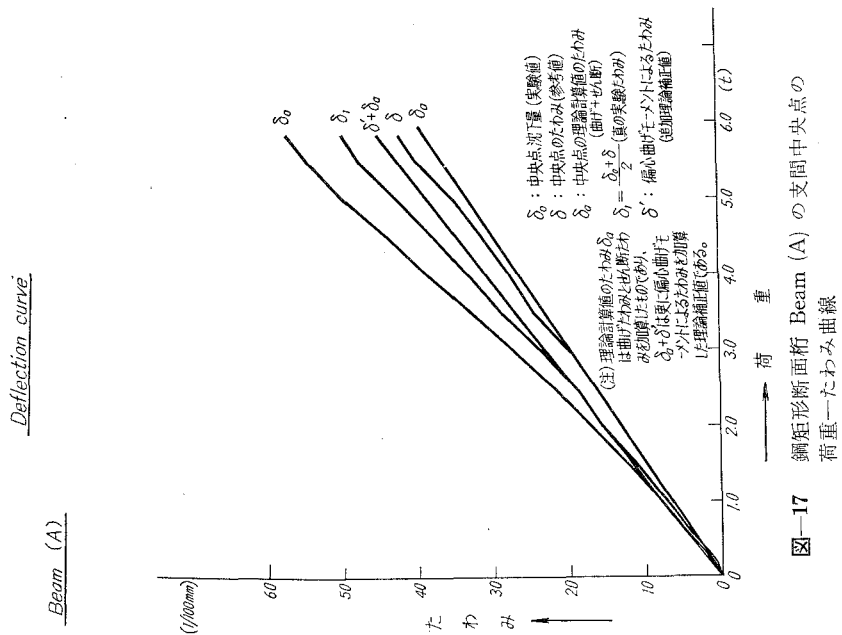
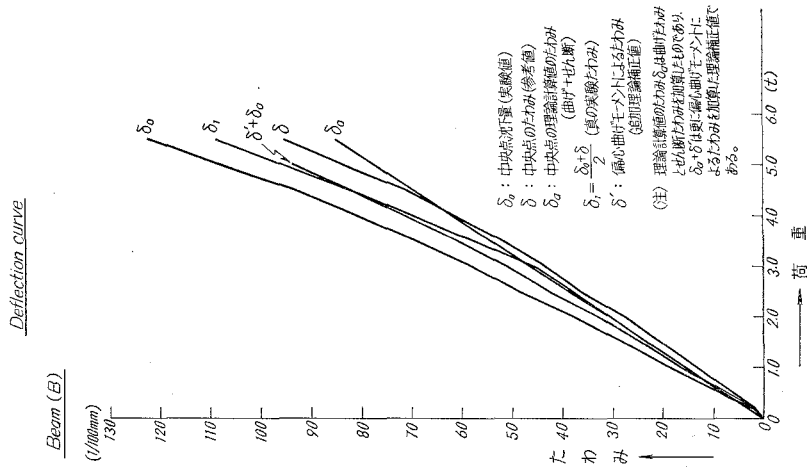


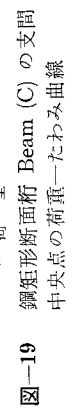
図—15 鋼矩形断面桁模型 Beam (D) の軸方向断面応力度分布





図—16 鋼矩形断面桁模型 Beam (C) の軸方向断面応力度分布





D. 破壊荷重の理論と実験の比較

素材試験の結果, 降伏点応力度 (σ_{YP}) 及び最大応力度 (σ_{MP}) は Test piece 3 本の平均値を取り表-3 の通りとなったので, これらの値を用いて降伏点荷重及び最大荷重を計算し, 実験値と比較

すれば表-4 の通りとなる。ここで破壊荷重なるものの判定が難しいので, 破壊荷重の代わりに降伏点荷重と最大荷重の名称で表示した。

表-3 素材の σ_{YP} , σ_{MP}

試験種別	σ_{YP} (kg/cm ²)	σ_{MP} (kg/cm ²)
Tension test	2,874.7	4,261.3
Bending test	4,751.7	6,661.3

表-4 各模型桁の降伏点荷重 (P_Y) 及び最大荷重 (P_M)

模 型 桁	支間中央の 断面係数 W (cm ³)	Tension test の σ を用いた理論荷重		Bending test の σ を用いた理論荷重		実 験 荷 重	
		P_Y (t)	P_M (t)	P_Y (t)	P_M (t)	P_Y (t)	P_M (t)
Beam (A)	27.06	7.78	11.53	12.86	18.03	10.50	19.50
Beam (B)	14.58	4.25	6.21	6.92	9.71	5.50	10.90
Beam (C)	6.34	1.87	2.78	3.09	4.34	3.10	6.50
Beam (D)	11.92	3.43	5.08	5.66	7.94	4.75	9.50
Beam (E)	16.12	4.64	6.87	7.66	10.74	6.50	13.00

注) P_Y : 降伏点荷重, P_M : 最大荷重 (実験最大荷重は観測と推定による)

2. 鋼箱桁模型

A. 断面諸数値

図-6~8 に示す通りである。

B. 計算理論

a) 断面応力度

支間と高さの比が $h/l=1/10.6 \sim 1/5.5$ であり, 鋼矩形断面桁模型の場合同様 Deep Beam Theory を用いても殆んど差がないと思われるので, 普通の単純桁理論をそのまま用いて曲げモーメント及びせん断力を求め, 偏心の働かない線荷重載荷なので断面係数法により (1) 式を用いて断面の曲げ応力度及びせん断応力度を計算した。

せん断応力度 τ は計算の結果次の通り表わされる。

$$\left. \begin{aligned} \tau &= \frac{S}{(B-b)I} \left\{ (B+b) \int_y^{h/2} y \cdot dy + B \int_{h/2}^{H/2} y \cdot dy \right\} \\ &= \frac{S}{I} \left(\frac{h^2}{8} - \frac{y^2}{2} + \frac{B}{B-b} \cdot \frac{H^2 - h^2}{8} \right) \\ \tau_{\max} &= \tau_{y=0} = \frac{S}{I} \left(\frac{h^2}{8} + \frac{B}{B-b} \cdot \frac{H^2 - h^2}{8} \right) \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

ここに箱断面で B : 外幅, b : 内幅, H : 外高, h : 内高
 S : せん断力, I : 断面二次モーメント

b) たわみ

たわみはせん断力の影響を加算し、次式によって求めた。

$$\delta = \delta_b + \delta_s = (59 l^3 / 3,000 EI + kl / 5GA) P$$

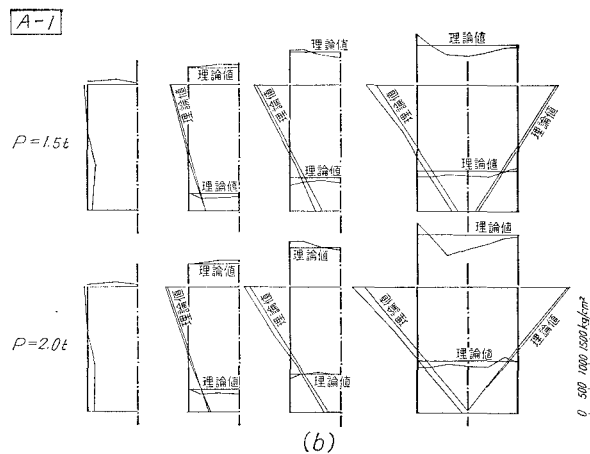
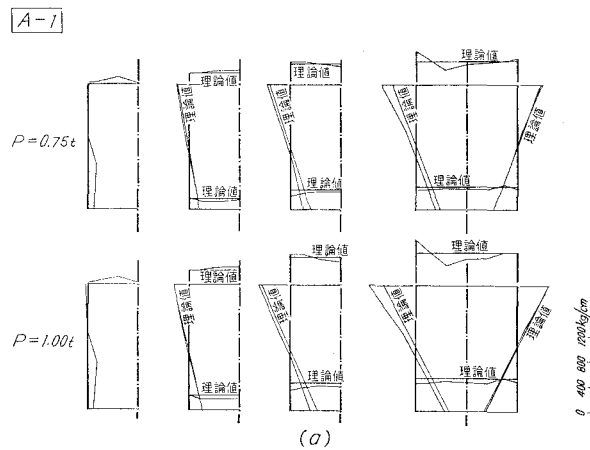
ここに δ_b : 曲げモーメントによるたわみ, δ_s : せん断力によるたわみ, P : 集中線荷重, l : 支間
 I : 断面二次モーメント, E : 弾性係数
 G : せん断弾性係数, k : 補正係数, A : 断面積

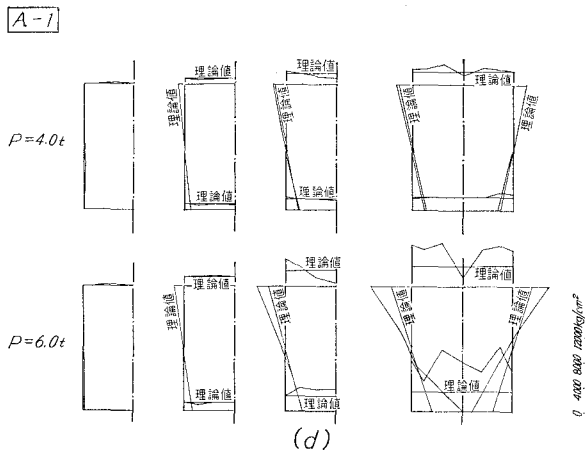
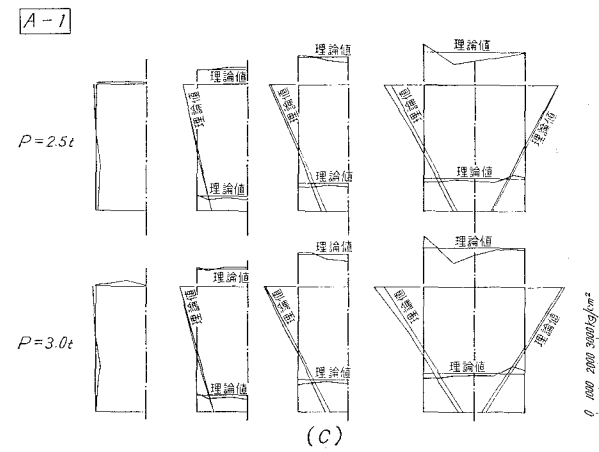
(4)

C. 弾性限度以内の理論と実験の比較

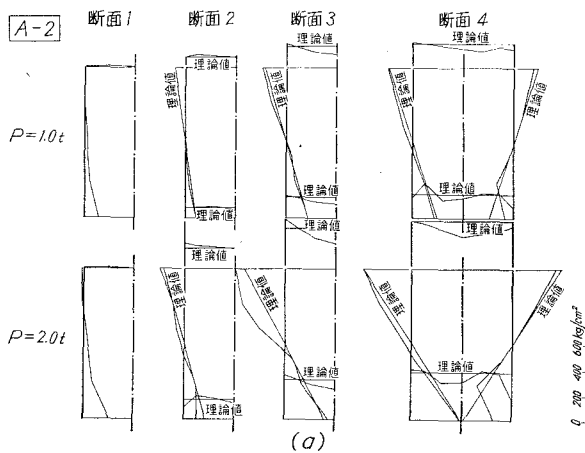
a) 断面応力度

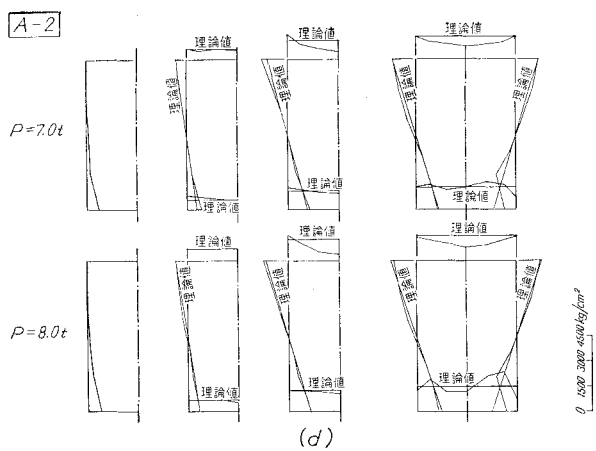
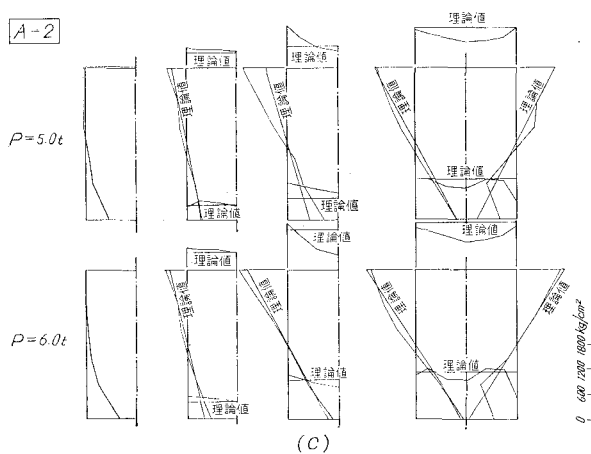
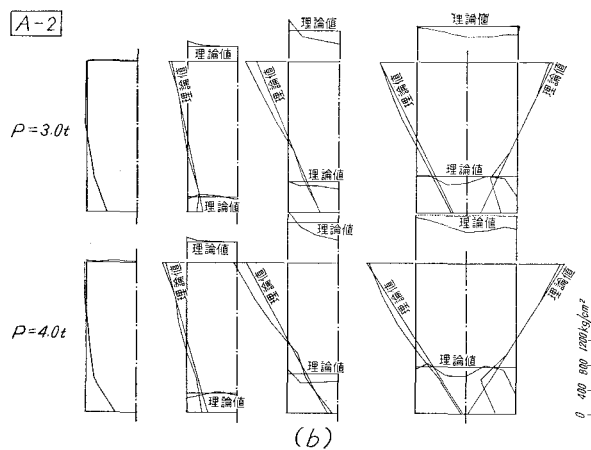
支間中央点, 支点及び中間部二点 (図-9~11 参照) の各荷重時における軸方向断面応力度分布について, 理論値と実験値の比較を示せば 図-22~24 の通りとなる。

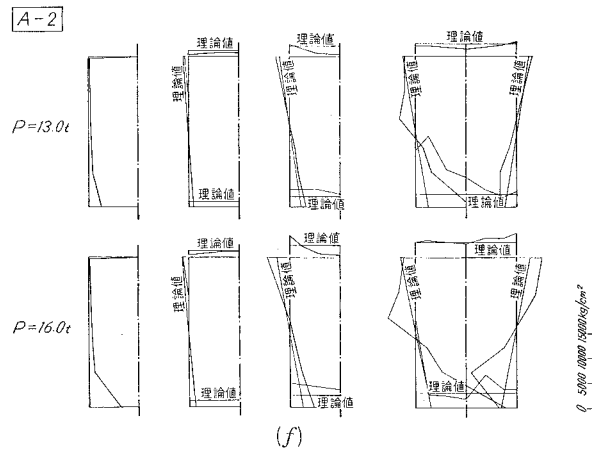
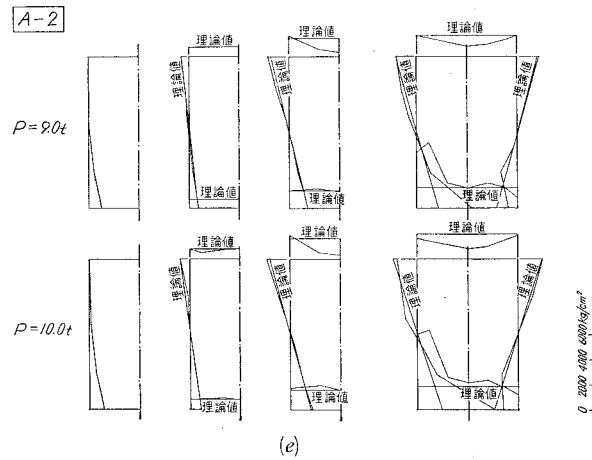




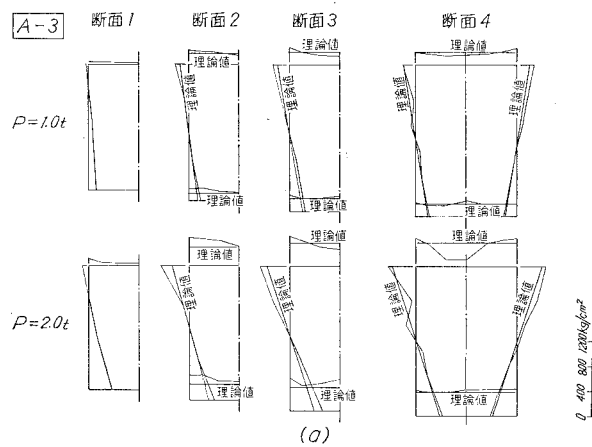
図—22 鋼箱桁模型 Beam A-1 の軸方向断面応力度分布

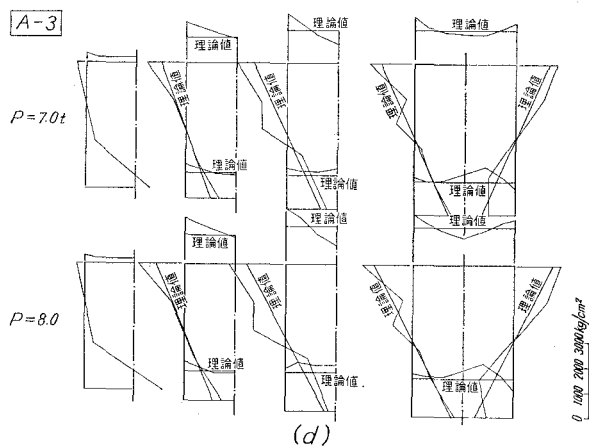
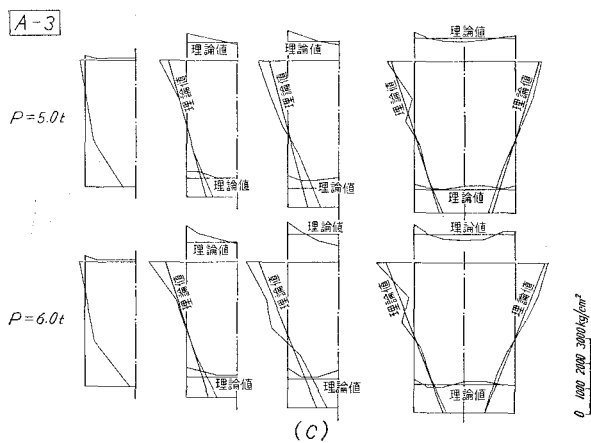
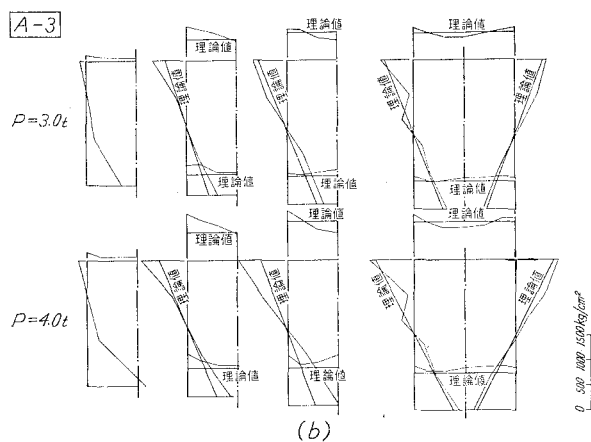


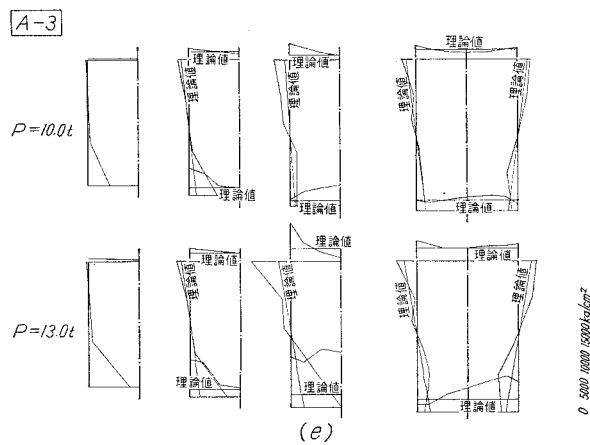




図—23 鋼箱桁模型 Beam A-2 の軸方向断面応力度分布



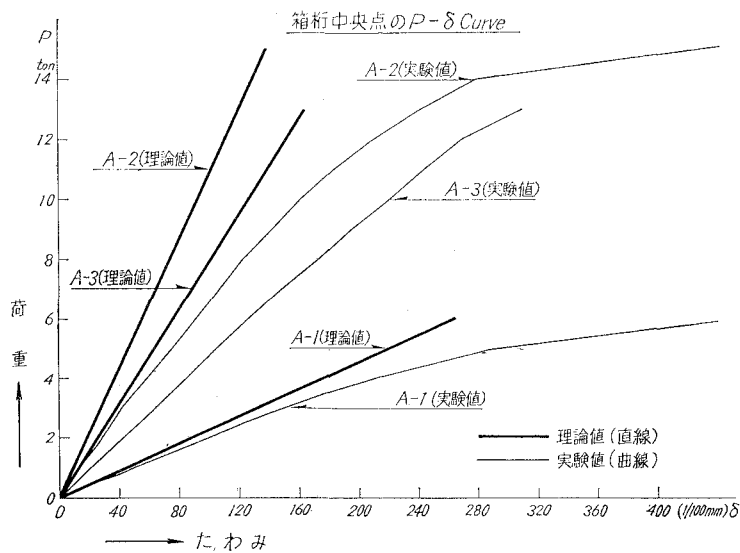




図—24 鋼箱桁模型 Beam A-3 の軸方向断面応力度分布

b) たわみ

支間中央点の各荷重時におけるたわみについて、理論値と実験値の比較を示せば図-25、26の通りとなる。図-27は変断面箱桁模型のたわみ曲線について、理論値と実験値の比較を示したものである。



図—25 鋼箱桁模型 Beam A-1～3 の支間中央点の荷重—たわみ曲線 (その1)

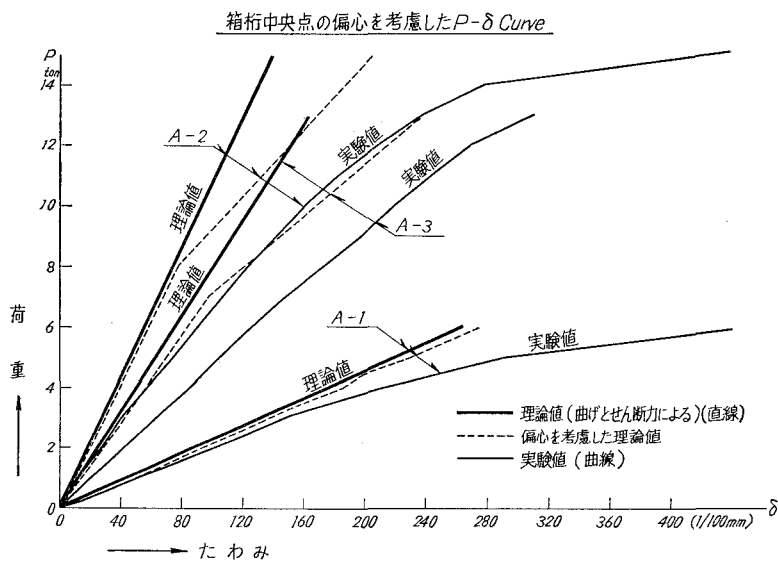


図-26 鋼箱桁模型 Beam A-1~3 の支間中央点の荷重—たわみ曲線 (その 2)

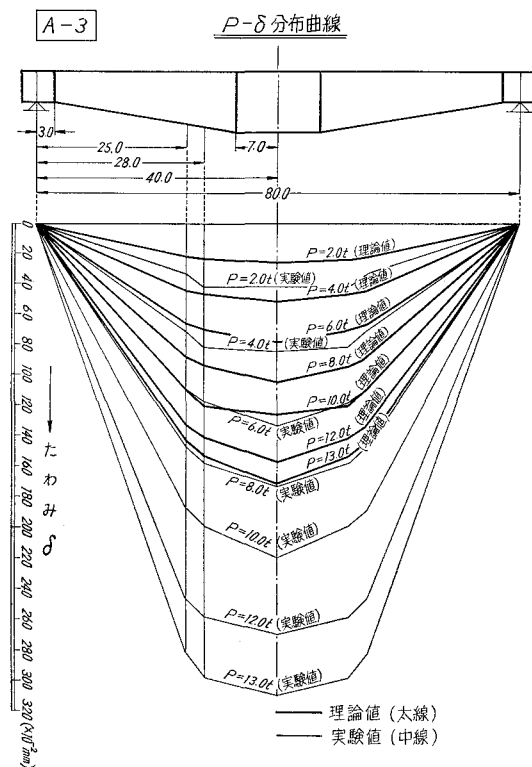


図-27 鋼箱桁模型 Beam A-3 の各荷重によるたわみ曲線

D. 破壊荷重の理論と実験の比較

素材試験の結果、降伏点応力度 (σ_{YP}) 及び最大応力度 (σ_{MP}) は Test piece 3 本の平均値を取り表-5 の通りとなったので、これらの値を用いて降伏点荷重及び最大荷重を計算し、実験値と比較すれば表-6 の通りとなる。ここで破壊荷重なるものの判定が難しいので、破壊荷重の代りに降伏点荷重と最大荷重の名称で表示した。

表-5 素材の σ_{YP} , σ_{MP}

試験種別	σ_{YP} (kg/cm ²)	σ_{MP} (kg/cm ²)
Tension test	2,670	4,390
Bending test	2,610	4,290

表-6 各模型桁の降伏点荷重 (P_Y) 及び最大荷重 (P_M)

模 型 桁	支間中央の 断面係数 W (cm ³)	Tension test の σ を用いた理論荷重		Bending test の σ を用いた理論荷重		実 験 荷 重	
		P_Y (t)	P_M (t)	P_Y (t)	P_M (t)	P_Y (t)	P_M (t)
A-1	29.64	4.95	8.14	4.84	7.95	6.50	10.40
A-2	83.06	13.86	22.79	13.55	22.22	17.00	26.40
A-3	83.35	13.91	22.88	13.60	22.35	13.80	22.60

注) P_Y : 降伏点荷重, P_M : 最大荷重 (実験最大荷重は観測と推定による)

IV. 考 察

1. 鋼矩形断面桁模型

A. 等 断 面 桁

a) 断面応力度分布

模型の断面高さと支間との比 $h/l=1/10 \sim 1/4.91$ の範囲ではあるが、やはり桁高が高くなるにつれて中立軸は中心線より上昇する傾向にあり、応力分布も理論値と一致しなくなる傾向にある。

Beam (A) の桁高は他の模型 (B), (C) に比べかなり大きくなるので理論値と実験値に相当の相違が生じている。また中立軸は中央断面に近づくほど中心線より相離れ上昇しているが、その上り方の勾配に一定の法則がみられる。

これに比べ、Beam (B) と (C) では中立軸もほぼ中心線に一致しており、応力分布も理論値とはほぼ一致している。

桁高が高くなるほど、載荷点及び支点の局部的荷重分布の影響、圧縮側と引張側の力の平衡より生ずる偏心曲げモーメントの影響、圧縮弾性係数 E_c と引張弾性係数 E_t の相違によって生ずる影響などを受け、曲げ応力解析の仮定及び理論を満足しなくなるのではないかと考察・推論される。

また桁高の低い Beam (C) や (B) においても荷重が増大し、降伏点近くになって来ると理論値と合致しなくなり、応力の分布に乱れもみられるようになるがこれは当然のことである。

載荷点付近の圧縮応力度は、各模型とも引張応力度よりかなり大きくなっているし、また支点付近の内部応力度も理論通り零にならないが、これは当然線荷重による局部的荷重分布の影響が第一の原因であると考察され周知のことでもある。

b) たわみ

たわみは桁高が大きくなればなるほど、理論計算値よりも実験値の方が大きく相離れて行く傾向にあり、これはエポキシ樹脂による模型桁の厳密たわみ実験によっても確認せられている現象である。

その原因としては荷重載荷点及び支点における局部的荷重分布の影響及び圧縮応力度分布と引張応力度分布の相違によって生ずる力の局部的不平衡を桁全体として平衡を保たんとして生ずる内部偏心モーメントの影響などがあげられる。

Beam (A) 及び (B) のように割合桁高の高い場合は理論値よりも実験値がかなり大きい、実験値の支点沈下を加味した補正值と上述の内部偏心モーメントを加味した補正理論値とを比較してみると大差なくなり、上述の原因が妥当なものと考察される。

Beam (C) においては桁高が低いので、実験値において支点沈下の影響だけ補正すれば理論値は特に補正なくても理論値と実験値はほぼ合致することが確認された。

c) 破壊荷重

曲げ破壊、せん断破壊、横振り座屈などを一応考慮しそれぞれ計算を試みたが、結局破壊は曲げモーメントのみによって生じたことがわかった。

表-4 よりみても明らかなように、降伏点荷重及び最大荷重とも Bending test による素材の σ_Y , σ_M を用いて計算した理論荷重にはほぼ近かったので上述の破壊原因が再確認された。

B. 変断面桁

a) 断面応力度分布

桁高の小さい Beam (D) と大きい Beam (E) とも、荷重が余り大きくない範囲にて、支間中央部と支点部との中間断面での軸方向断面応力度分布は理論計算値とはほぼ一致し、Beam (D) では特によく一致をみている。ただし荷重が増大し降伏点荷重に近ずくと理論値と実験値の間に相当の差がみられるようになるが、これは当然塑性変形による影響であると考察される。

載荷点すなわち支間中央部の軸方向断面応力度分布は、Beam (D) 及び (E) とも荷重の割合小さい範囲にては、上面圧縮側の実験値は理論値より著しく大きくなっているがこれは当然線荷重による応力集中の影響と考えられる。荷重が段々増加すると圧縮側、引張側とも理論値よりも実験値の方が著しく大きくなり、乱れもみられるようになっているがこれは応力集中の影響のほか塑性変形の影響も含まれて来ていると考察される。

支点上の断面では理論上応力は零になる筈であるが、Beam (D) 及び (E) とも引張応力分布を示している。これは支点部の上昇と変断面による影響であると考えられる。

中立軸についていえば Beam (D) の場合は理論線と一致し、荷重が増し降伏点荷重に近づくとき幾分上昇の傾向を示し、Beam (E) では荷重の増大をみなくとも幾分上昇の傾向にあり、荷重が増大すれば更に上昇する傾向がみられた。これは桁高が大きいと推定される。

b) たわみ

桁高の低い Beam (D) では理論値と実験値が割合によく近接し、等断面桁で述べたと同様の補正実験値と補正理論値では、ほぼ一致をみている。桁高の大きい Beam (E) では理論値と実験値の間にかかなりの差異が認められたが、理論値及び実験値とも上述同様の補正によってかなりよく近接させることが出来た。勿論荷重を増大し降伏点荷重に近づくとき、両模型とも塑性変形の影響を受け実験値の方が増大して行く傾向は等断面桁の模型の場合と同様である。

変断面桁の模型を等断面桁の模型に比べると、同一断面高さであれば変断面桁の方が理論値と実験値の近接する現象を呈している。これは主として支点の上昇の影響であると考察出来る。

c) 破壊荷重

変断面桁模型 Beam (D) 及び (E) とともに等断面桁の場合同様、曲げモーメントによって破壊したものと推察され、素材の Bending test によって求めた σ_Y と σ_M を用いて計算した理論降伏点荷重と理論最大荷重が実験降伏点荷重と実験最大荷重にはほぼ近接していたことから確認することが出来た。

なおせん断破壊、横振り座屈によって破壊したものでないことは計算の結果からも明らかであるところである。

2. 鋼箱桁模型

A. 等断面桁

a) 断面応力度分布

荷重の割合小さい範囲では箱桁の断面高さの大小に拘わらず、Beam A-1 及び A-2 とともに支点断面を除く他の断面（支間中央断面及び中間の二断面）では、中立軸の移行も余りみられず軸方向断面応力度分布における理論値と実験値の差異もそれほど著しくはなかった。ただ中央に近い断面ほど、上面及び下面の一部に凹なる分布を示しており、その度合も桁高の大なる Beam A-2 の方が著しかった。凹なる分布は断面の隅角部に応力の集中が起ったためと考察される。支点断面では中立軸が上方に移行しており、その度合は桁高の大なる A-2 の方が著しかった。

また桁高の大きいほど大きな引張力が支点部に働く事実も明白となった。これは桁の下面が載荷により伸長するために生ずるもので、特に支点部における摩擦の影響がそれを大ならしめるものと推察出来る。桁高の低い A-1 の模型桁における支点断面の軸方向断面応力度分布は荷重の増加とともに圧縮応力と引張応力の差が零に近ずき、また両応力の値もきわめて小さ

かった。これに比べ A-2 の模型桁では引張応力がかなり大きいのに対し、圧縮応力はきわめて小さかった。

理論値と実験値の差異の度合はやはり桁高の大きい A-2 模型桁の方が幾分大きいことも確認出来た。なお荷重が増大し降伏点荷重に近ずくと両模型とも塑性変形の影響を受けてその応力度分布に乱れが生じ、実験値の方が理論値よりも著しく大きくなることが立証された。

b) たわみ

Beam A-1 及び A-2 の理論せん断たわみの曲げたわみに対する比率は、それぞれ 6% 及び 17% を示し断面高さの大きな A-2 模型桁の方がせん断たわみの影響が大きかった。高さの低い Beam A-1 ではせん断たわみのほかに鋼矩形断面桁模型で考えたような偏心曲げモーメントの影響を加算すれば、理論補正值は実験値にかなりよく近づくことがわかったが、高さの大きな Beam A-2 では同様の補正を行なっても、理論値に比べ実験値の方がかなり大きくなっている。これは断面形が箱になっていて、載荷点及び支点の局部的荷重分布の影響、圧縮弾性係数 E_c と引張弾性係数 E_t の相違によって生ずる影響及びすでに述べた偏心曲げモーメントの影響などが矩形断面に及ぼす現象のように簡単でないと考察される。

c) 破壊荷重

曲げ破壊、せん断破壊、横振り座屈などを一応考慮しそれぞれの計算を試みたが、結局破壊は曲げモーメントのみによって生じたことを確認した。

表-6 よりみても明らかなように、降伏点荷重及び最大荷重とも Bending test による素材の σ_Y , σ_M を用いて計算した理論荷重にほぼ近かったので上述の破壊原因の正しいことが実証された。なお、素材の Tension test による σ_{YP} , σ_{MP} を用いて計算した理論降伏点荷重と理論最大荷重時のせん断応力度を計算してみたがかなり小さく大して問題とならなかった。すなわち最大荷重時の最大せん断応力度は A-1 で 574.2 kg/cm^2 , A-2 で 853.7 kg/cm^2 であった。

B. 変断面桁

a) 断面応力度分布

Beam A-3 においても支点断面を除き中立軸の移行はほとんどみられなかった。

支点断面では中立軸の上方移行がみられ、A-2 模型桁と A-1 模型桁の中間の性状を示した。理論値と実験値の差異は等断面桁に比べ多少大きいように思われ、凹なる分布現象は上面にはみられたが下面にはあてはまらなかった。支点断面における軸方向断面応力度分布は A-2 同様、上面の圧縮応力は下面の引張応力の 1/4 程度しか働かなかった。

これらの原因については等断面桁模型で述べたのと大体同じと考えてよい。

b) たわみ

Beam A-3 においても A-2 同様に、偏心モーメントの影響を曲げたわみとせん断たわみの合計に加算した補正理論たわみと実験たわみとの差異はかなり大きく、等断面箱桁のところ

で述べたと同様の原因が考慮される。

荷重が増加すればするほどその差異は大きくなるが、それはやはり塑性変形の影響であることが明白であり、等断面桁でもいえることである。

A-2 模型桁が 10 t で 1.6 mm たわむのに比べ変断面の A-3 模型桁は 2.2 mm たわみ、その比率 1/1.38 となる。これに対し平均断面二次モーメント比は 1.70/1 となり 70% の減少をみる。

すなわち鋼箱桁においては変断面のたわみに及ぼす影響は断面二次モーメントの軽減の割には案外少ないことがわかった。

c) 破壊荷重

変断面模型桁 A-3 においても、A-1, A-2 と同様に破壊は曲げモーメントによって生じたことが確認され、素材の Tension test による σ_M を用いて計算した理論最大荷重 22.88 t の時の最大せん断応力度は 1,587.2 kg/cm² でまだまだせん断破壊強度には達していないことがわかった。

V. 結 言

1. 鋼矩形断面桁模型

等断面桁、変断面桁とも桁高の支間に対する比率 h/l の大きいほど、中立軸は中心線より離れ上昇する傾向にあり、軸方向断面応力度分布及びたわみとも理論値と合致しなくなる。しかし桁高の低い Beam (C) 及び (D) では理論値とよく一致する傾向を示しているの、 $h/l \div 0.10$ 程度の桁ならば全く問題はないものと思う。

桁高が高くなり h/l が大きくなると実験たわみが著しく増大して来るが、これはせん断たわみのほか内部に生ずる偏心モーメントの影響などによることが実験解析の結果明らかとなった。応力度分布の不一致もこれらの原因によることが推察されるが、載荷点及び支点付近では当然局部的応力集中の影響の著しいことが確認出来た。

また荷重の増大により、応力度分布、たわみとも理論値よりかけ離れ大きくなって行くのは、弾性限度を超過してからは勿論塑性変形の影響であることが明白である。

変断面桁は支点が上昇しているため、同じ桁高の等断面桁よりも内部偏心モーメントの影響少なく、軸方向断面応力度分布、たわみとも理論値との差が縮少され有利である。

単位体積当りの降伏点荷重の比較からみても変断面桁の方が優れ、特に Beam (D) のような緩傾斜の切欠きを有する桁²⁷⁾はその力学的経済性からみて非常に有利である。

2. 鋼箱桁模型

鋼矩形断面桁模型ほど、桁高の大小または断面変化による中立軸移動に対する影響は少なかった。これは箱桁断面の横方向の剛性大で、三次元的要素が中立軸の高さに大きな影響を与えているためと思う。

ただ支点断面ではどの模型桁の中立軸も中心線より上に移行しており、その中で桁高の低い Beam A-1 で最もずれが少なく引張応力と圧縮応力の差が最小であったことは注目に価するものと思う。

中間断面での軸方向断面応力度分布では、 h/l の大きいほどまたは断面の変化があるほど理論値と実験値に差が出て来る傾向にあるがこれは当然であり、特に変断面箱桁の理論解析の研究に開発の余地があると考ええる。

各模型桁とも実験たわみは理論たわみより大きく、桁高の高い模型の方がその差も大きいことは鋼矩形断面桁その他の実験結果より推定してもきわめて妥当なものと思うが、その原因としてはせん断力の影響、内部偏心モーメントなどの影響と考えられるが、そのほか載荷点、支点などにおける局部的応力集中の影響を見逃すことは出来ないと思う。

特に荷重が増大し、塑性変形の影響が出るようになると更にこの影響は著しくなる傾向にある。変断面桁における切欠き形状では、矩形断面の場合同様緩傾斜の切欠きを有する方が有利であると判断出来る。

変断面桁 A-3 は等断面桁 A-1 と A-2 の中間的たわみ性状を示したが、模型の数が少ないので各種変断面桁の性状比較については別の研究課題とし、ここでは触れないこととする。

本研究は鋼矩形断面桁模型と鋼箱桁模型に関する基礎実験を主体としたものであり、その解析と応用^{28),29)}については別の機会に論ずる考えである。

なおこの実験を行なうに当り、室蘭工業大学土木工学科の学生・卒業生ならびに教職員各位に負うところ多く、ここに心から謝意を表する次第である。

(昭和 44 年 4 月 30 日受理)

文 献

- 1) 島田静雄：土木学会論文集，No. 114, 17 (1965).
- 2) 奥村敏恵・森下光政・佐伯晃一：土木学会第 20 回年次学術講演会概要集，I-105, 105 (1965).
- 3) 奥村敏恵・鈴木康弘：土木学会論文集，No. 154, 1 (1968).
- 4) Alexander Chajes：Journal of the Proceedings of the American Society of Civil Engineers, Structural Division, 1549 (1968-6).
- 5) G. Florin：Der Stahlbau 32-2, 51 (1963-2).
- 6) 島田静雄：土木学会論文集，No. 124, 1 (1965).
- 7) 中村作太郎・番匠 勲・志村政雄：土木学会北海道支部技術資料，No. 20, 123 (1964).
- 8) 小西一郎・米沢 博・三上市蔵：土木学会論文集，No. 143, 1 (1967).
- 9) 奥村敏恵・森下光政・佐伯晃一：土木学会第 20 回年次学術講演会概要集，I-12, 12 (1965).
- 10) 樋浦大三・倉西 茂・三品吉彦：土木学会第 20 回年次学術講演会概要集，I-103, 103 (1965).
- 11) 奥村敏恵・坂井藤一・西野文雄・土井和彦：土木学会第 21 回年次学術講演会概要集，I-152, 152 (1966).
- 12) 菊地洋一・福本嘯士：土木学会第 21 回年次学術講演会概要集，I-153, 153 (1966).
- 13) 福本嘯士・藤原 稔：土木学会第 22 回年次学術講演会概要集，I-29, 29 (1967).
- 14) G. Johnston & William J. Eney：Journal of the Proceedings of the American Society of Civil

- Engineers, Structural Division, 449 (1954-6).
- 15) Mario G. Salvadori: Journal of the Proceedings of the American Society of Civil Engineers, Structural Division, 291 (1953-10).
 - 16) J. W. Clark & H. N. Hill: Journal of the Proceedings of the American Society of Civil Engineers, Structural Division, 175 (1960-7).
 - 17) Konrad Basler & Bruno Thürlimann: Journal of the Proceedings of the American Society of Civil Engineers, Structural Division, 153 (1961-8).
 - 18) Herbert A. Sawyer: Journal of the Proceedings of the American Society of Civil Engineers, Structural Division, 43 (1961-12).
 - 19) Ryszard Dabrowski: Der Stahlbau **29**-4, 104 (1960-4).
 - 20) Sandro Dei Poli: Der Bauingenieur **38**-8, 314 (1963-8).
 - 21) H. Mörchen: Der Stahlbau **34**-10, 317 (1965-10).
 - 22) Ronald W. Frost & Charles G. Schilling: Journal of the Proceedings of the American Society of Civil Engineers, Structural Division, 55 (1964-6).
 - 23) 中村作太郎・番匠 勲: 土木学会第 19 回年次学術講演会概要集, **I**-48, 48 (1964).
 - 24) 中村作太郎・志村政雄・万代良雄: 土木学会第 21 回年次学術講演会概要集, **I**-33, 33 (1966).
 - 25) 中村作太郎・志村政雄: 室蘭工業大学研究報告, 理工編, **6**-2, 1 (1968).
 - 26) 増田 淳・尾崎義一・稲葉健三・陣田 稔: 桁の理論と其応用, 263 (1935), 増田橋梁研究所.
 - 27) 中村作太郎・番匠 勲: 土木学会北海道支部技術資料, No. 19, 56 (1963).
 - 28) Sakutaro Nakamura: the Memoirs of the Muroran Institute of Technology, **4**-3, 337 (1964).
 - 29) 中村作太郎: 土木学会第 23 回年次学術講演会概要集, **I**-82, 237 (1968).

Notched Half-plane under Gravity Force

Sumio G. Nomachi and Kenichi Matsuoka

Abstract

Stress functions, which W. E. Warren obtained for the stress field created by a point load acting at an arbitrary position in a notched half-plane, are used to cancel the gravity forces on the surface. Mapping function allows consideration of a notch whose radius of curvature varies from 0 to infinite. Numerical and graphical results are presented for the surface stress distribution in the vicinity of the tip.

1. Introduction

The geometrical configuration of the shallow externally notched half-plane is shown in the complex z plane in Fig. 1. A concentrated force is assumed to act on the surface t , and curvilinear component of stress σ_ξ , σ_η , and $\tau_{\xi\eta}$ are also shown in Fig. 1. The transformation

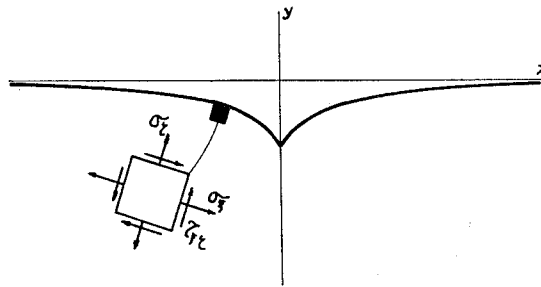


Fig. 1.

$$z = w(\zeta) = c \left(\zeta + \frac{b}{\zeta - i} \right), \quad b > -1 \quad (1)$$

maps the notched elastic region in the z plane into the lower half plane, the notch surface mapping into the real axis. The depth of the notch is $c.b$ and the radius of curvature at the bottom is expressed as

$$\rho = \frac{c(1+b)^2}{2b} \quad (2)$$

For $b = -1$, the radius of curvatures is zero and a cusp appears on the notched surface. The case $b=0$ corresponds to the straight half-plane, while $b>0$ represents a protrusion on the half-plane. The notch shape is affected by the parameter b and the effect of b on the stress state in the vicinity of the notch is of physical interest.

2. Stress Functions

The functions $\phi(\zeta)$ $\bar{\phi}(\bar{\zeta})$ are holomorphic in $\text{Im } \zeta < 0$ and vanish at infinity. The curvilinear components of the complex stress combinations are

$$\sigma_\eta + \sigma_\xi = 2[\phi(\zeta) + \bar{\phi}(\bar{\zeta})] \quad (3)$$

$$\sigma_\eta - \sigma_\xi + 2i\tau_{\xi\eta} = \frac{2}{\bar{w}'(\bar{\zeta})} [\bar{w}(\bar{\zeta}) \phi'(\zeta) + w'(\zeta) \phi(\zeta)]$$

addition of the two expressions in Eq. (3) gives

$$\sigma_\eta + i\tau_{\xi\eta} = \phi(\zeta) + \bar{\phi}(\bar{\zeta}) + \frac{1}{\bar{w}'(\bar{\zeta})} [\bar{w}(\bar{\zeta}) \phi'(\zeta) + w'(\zeta) \phi(\zeta)] \quad (4)$$

which is a useful expression for formulating the boundary condition.

Consider a gravity force $F = X + iY$ acting at z in space the notched elastic region, then in case of the density γ

$$F = \gamma(\nu + i)$$

and

$$F = (i\nu - 1) \frac{cb\gamma}{2} \left(\frac{1}{\bar{\zeta} + i} - \frac{1}{\zeta - i} \right) + c(\nu + i)\eta$$

from which gravity force on the notch surface is given

$$F(t) = (\nu + i) cb\gamma / (t^2 + 1) \quad (5)$$

To make the problem simple, assume ν in the above be zero that is for the case gravity force acts in the vertical direction alone. According to W. E. Waaren, the complex functions for the case vertical single load acts at an arbitrary position on the notched surface, are formulated as follows:

$$\phi_0(\zeta) = \frac{ip}{2\pi c[(\zeta - i)^2 - b]} \left\{ \frac{(\zeta - i)^2}{(\zeta - t)} + \frac{b^2}{2(2+b)(t+i)} + \frac{b(4+b)}{2(2+b)(t-i)} \right\} \quad (6)$$

$$\begin{aligned} \phi_0(\zeta) = & \frac{ip(\zeta - i)^2}{2\pi c[(\zeta - i)^2 - b]} \left\{ \frac{1}{(\zeta - t)} + \frac{b[2(\zeta - i)(\zeta + i) + b\zeta(\zeta - 3i) + b^2]}{(2+b)(t-i)[(\zeta - i)^2 - b]^2} \right. \\ & + \frac{t(\zeta - i)^2}{(\zeta - t)^2[(\zeta - i)^2 - b]} + \frac{2b\zeta(\zeta - i)}{(\zeta - t)[(\zeta - i)^2 - b]^2} - \frac{2b^2(\zeta - i)}{(\zeta - t)^2[(\zeta - i)^2 + b]^2} \\ & + \frac{2b(\zeta - i)^2}{(2+b)(t+i)(\zeta - t)^2[(\zeta - i)^2 - b]} + \frac{3ib^2(\zeta - i)}{(2+b)(t+i)[(\zeta - i)^2 - b]^2} \\ & \left. + \frac{b^2(\zeta - i)[\zeta^3 - 3i\zeta^2 + \zeta + 5i + b(\zeta + 3i)]}{(2+b)(t+i)(\zeta - t)^2[(\zeta - i)^2 - b]^2} \right\} \quad (7) \end{aligned}$$

in which P is intensity of the load and t indicates the position of it. The complex curvilinear stress combinations are obtained by substituting Eqs. (6) and (7) into Eq. (3). One finds

$$\frac{2\pi c}{P} (\sigma_{\xi 0} + \sigma_{\eta 0}) = 4 \text{Re} \left\{ \frac{i}{[(\zeta - i)^2 - b]} \left[\frac{(\zeta - i)^2}{(\zeta - t)} + \frac{bt(2+b) + 2ib}{(2+b)(t^2 + 1)} \right] \right\} \quad (8)$$

$$\begin{aligned}
\frac{2\pi c}{P} (\sigma_{y0} - \sigma_{z0} + 2i\tau_{xy0}) = & \frac{2i(\bar{z}+i)^2(\zeta-i)}{[(\bar{z}+i)^2-b][(\zeta-i)^2-b]^2} \left\{ \frac{6b^2}{(2+b)(t^2+1)} \right\} \\
& + \frac{\zeta(\zeta-i)[(\zeta-i)^2-b]-2b^2}{(\zeta-t)^2} + \frac{b[2(\zeta^2+1)+b(\zeta^2+3)+b^2]}{(2+b)(t-i)(\zeta-t)} \\
& + \frac{b[2(\zeta-i)^3+b(\zeta^3-3i\zeta-\zeta+7i)+b^2(\zeta-3i)]}{(2+b)(t+i)(\zeta-t)^2} \\
& - \frac{[\bar{z}(\bar{z}+i)+b]}{(\bar{z}+i)} \left[\frac{(\zeta-i)^3+b(\zeta-2t+i)}{(\zeta-t)^2} + \frac{2bt(2+b)+4ib}{(2+b)(t^2+1)} \right] \quad (9)
\end{aligned}$$

3. Solution of the Problem

Straight half-plane, whose surface is assumed to $y=0$, holds the gravity force given by Eq. (5) at the depth where the notch surface would pass. Substitution of $F \cdot dx$ for P in Eqs. (6), (7) leads to the stress functions which will cancel the surface traction along the notch surface, from the gravity as follows

$$\phi(\zeta) = \int_{-\infty}^{\infty} \phi_0(\zeta) \frac{2cb\bar{r}}{P} \frac{1}{(t^2+1)} \operatorname{Re}[w'(t)] dt \quad (10)$$

$$\phi(\zeta) = \int_{-\infty}^{\infty} \phi_0(\zeta) \frac{2cb\bar{r}}{P} \frac{1}{(t^2+1)} \operatorname{Re}[w'(t)] dt \quad (11)$$

where

$$\operatorname{Re}[w'(t)] dt = c \left(1 - \frac{b(t^2-1)}{(t^2+1)^2} \right) dt.$$

The complex curvilinear stress combinations are obtained by superposing Eqs. (10) and (11) with Eq. (3):

$$\sigma_{\xi} + \sigma_{\eta} = \bar{r}y + 4\operatorname{Re}\phi(\zeta),$$

$$\sigma_{\eta} - \sigma_{\xi} + i2\tau_{\xi\eta} = \frac{w'(\zeta)}{\bar{w}'(\bar{\zeta})} \bar{r}y + \frac{2}{\bar{w}'(\bar{\zeta})} [\bar{w}(\bar{\zeta}) \phi'(\zeta) + w'(\zeta) \phi(\zeta)],$$

from which one finds

$$\sigma_{\xi} + \sigma_{\eta} = \bar{r}y - 4bc\bar{r} \operatorname{Re} \left[\frac{1}{[(\zeta-i)^2-b]} \left\{ \frac{\zeta-i}{2i} - \frac{b}{8} \left(3 + \frac{\zeta^2 i - i}{\zeta - i} \right) + \frac{b}{4} \right\} \right] \quad (12)$$

$$\begin{aligned}
\sigma_{\eta} - \sigma_{\xi} + 2i\tau_{\xi\eta} = & \bar{r}y \frac{(\bar{z}+i)^2[(\zeta-i)^2-b]}{(\zeta-i)^2[(\bar{z}+i)^2-b]} - \frac{2i(\bar{z}+i)^2(\zeta-i)bc\bar{r}}{[(\bar{z}+i)^2-b][(\zeta-i)^2-b]^2} \\
& \times \left[\frac{3}{4i} b^2 + \left\{ \zeta(\zeta-i)[(\zeta-i)^2-b] - 2b^2 \right\} \left\{ \frac{4+b}{8i(\zeta-i)^2} - \frac{b}{4(\zeta-i)^3} - \frac{4i(\zeta-i)^4}{3b} \right\} \right. \\
& + \frac{b}{2+b} [2(\zeta^2+1)+b(\zeta^2+3)+b^2] \left\{ \frac{2+b}{8(\zeta-i)} + \frac{4+b}{8i(\zeta-i)^2} - \frac{b}{8(\zeta-i)} \right. \\
& \left. \left. - \frac{b}{4i(\zeta-i)^4} \right\} + \frac{b}{2+b} [2(\zeta-i)^3+b(\zeta^3-3i\zeta-\zeta+7i)+b^2(\zeta+3i)] \right. \\
& \left. \times \left\{ -\frac{2+b}{8(\zeta-i)^2} - \frac{b}{4i(\zeta-i)^3} + \frac{3b}{8i(\zeta-i)^4} \right\} + \frac{[\bar{z}(\bar{z}+i)+b]}{(\bar{z}+i)} [(\zeta-i)^2-1] \right]
\end{aligned}$$

$$\times \left\{ \frac{4+b}{8i(\zeta-i)^2} - \frac{b}{4(\zeta-i)^3} - \frac{3b}{4i(\zeta-i)^4} \right\} - \frac{2[\bar{\zeta}(\bar{\zeta}+i)+b]b}{(\bar{\zeta}+i)} \left\{ \frac{4+b}{8i(\zeta-i)} - \frac{b}{8(\zeta-i)^2} - \frac{b}{4i(\zeta-i)^3} \right\} - \frac{b[\bar{\zeta}(\bar{\zeta}+i)+b]}{2(\bar{\zeta}+i)} \quad (13)$$

Equations (12) and (13) are the stress field for the notched half-plane under the gravits, and the stress dltribution along the surface, which is of practical interest, is expressed by

$$\sigma_{\xi}|_{\eta=0} = \frac{cb\gamma}{\xi^2+1} - 4cb\gamma \left[\frac{\xi^2-b-1}{(\xi^2-b-1)^2+4\xi^2} \left\{ -\frac{1}{2} - \frac{b}{8} \left(3 - \frac{\xi^2-1}{\xi^2+1} \right) + \frac{b}{4} \right\} + \frac{\xi^2}{(\xi^2-b-1)^2+4\xi^2} \left\{ 1 + \frac{b}{4} \frac{\xi^2-1}{\xi^2+1} \right\} \right] \quad (14)$$

and at the base where $\zeta=0$,

$$\sigma_{\xi}|_{\zeta=0} = -cb\gamma \frac{1}{1+b} \quad (15)$$

4. Numerical Example

Equation (14) has been evaluated for $b=0.5$, and the surface stress σ_{ξ} is shown as in Table 1 and Fig. 2.

Table 1.

x/c	$\sigma_{\xi}/0.5c\gamma$
0.000	2.000
0.104	1.399
0.228	0.768
0.379	0.466
0.556	0.318
0.750	0.235
0.954	0.184
1.164	0.148
1.375	0.123
1.588	0.103
1.800	0.088

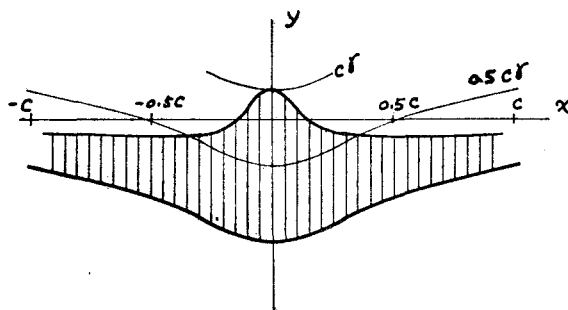


Fig. 2.

5. Remarks

The effect of the notch surface on the stress field created by the gravity, is strongly confined by the mapping function. The result mentioned above is, therefore, for a peculiar case when the notch shape is such that as given by the function (1), but it may be of practical interest on the view point of soil mechanics

and geophysics.

(Received Apr. 30, 1969)

References

- 1) Babuska, I. and Kautsky, J.: Ein Beitrag zur Theorie der Kerbspannungen, ZAMM, **41**, 420, 1961.
- 2) Neuber, H.: Die belastete Parabelkerbe, ZAMM, **42**, 1962.
- 3) Muskhelishvili, N. I.: Some Basic Problems of the Mathematical Theory of Elasticity, Third edition, 1953.

三弦トラスの応力解析について

能町 純雄・小針 憲司*

A Stress Analysis of a Three Chord Truss

Sumio G. Nomachi and Kenji Kobari

Abstract

The presenting paper deals with a stress analysis of a truss with three main chords which locate at triangular vertices. The equilibrium of forces at an arbitrary nodal yields three finite difference equations with respect to three components of displacement at the nodal. Supposing the structure has a geometric pattern of members in regular sequence, the method of "Finite Integration Transforms" can be effectively used and the solution is expressed by finite sine or cosine series.

1. はじめに

断面として逆三角形を有する 図-1 のような三弦材トラスを橋梁とした場合の応力特性を論じさらに振動性状をも考察したものである。上面構は真中に一本の縦材を有しているので、この点をも考慮し、三弦材について $3n$ 個、上面補助縦材について n 個、それぞれ前者については自由度 3、後者については自由度 2 をとり、それらに対応する力のつりあいを作ると、マトリックスの大きさは $11 \times 11 \times n^2$ となる。いま n を 8 とすれば 88 元の大型マトリックスとなるので、中型の電算機では効果的に解くことができない。しかしフーリエ定和分変換を用いてこれを 11 元のマトリックスに変換できる。

2. 予備公式

フーリエ定和分変換公式

a) 逆変換公式

Symbolic Notation

$$S_i[f(x)] = \sum_{x=1}^{n-1} f(x) \sin \frac{i\pi}{n} x, \quad C_i[f(x)] = \sum_{x=1}^{n-1} f(x) \cos \frac{i\pi}{n} x$$

$$\bar{C}_i[f(x)] = \sum_{x=1}^n f(x) \cos \frac{i\pi}{n} \left(x - \frac{1}{2}\right), \quad \bar{S}_i[f(x)] = \sum_{x=1}^n f(x) \sin \frac{i\pi}{n} \left(x - \frac{1}{2}\right)$$

* 室工大研究生

を導入すると,

$$f(x) = \frac{2}{n} \sum_{\epsilon=1}^{n-1} S_{\epsilon}[f(x)] \sin \frac{i\pi}{n} x \quad (0 < x < n) \quad (1)$$

$$f(x) = \sum_{\epsilon=0}^n R_{\epsilon} \cos \frac{i\pi}{n} x \quad (0 \leq x \leq n) \quad (2)$$

ただし

$$\left. \begin{aligned} R_0 &= \frac{1}{n} \left\{ C_0[f(x)] + \frac{1}{2} f(n) + \frac{1}{2} f(0) \right\} \\ R_{\epsilon} &= \frac{2}{n} \left\{ C_{\epsilon}[f(x)] + \frac{1}{2} f(n) (-1)^{\epsilon} + \frac{1}{2} f(0) \right\} \\ R_n &= \frac{2}{n} \left\{ C_n[f(x)] + \frac{1}{2} f(n) (-1)^n + \frac{1}{2} f(0) \right\} \quad x, i=0, 1, 2, 3, \dots, n, \\ f(x) &= \frac{2}{n} \sum_{\epsilon=1}^n \bar{C}_{\epsilon}[f(x)] \cos \frac{i\pi}{n} \left(x - \frac{1}{2} \right) + \frac{R_0}{n} \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

ただし

$$\begin{aligned} R_0 &= \sum_{x=1}^n f(x) \\ f(x) &= \frac{2}{n} \sum_{\epsilon=1}^n \bar{S}_{\epsilon}[f(x)] \sin \frac{i\pi}{n} \left(x - \frac{1}{2} \right) \end{aligned} \quad (4)$$

b) 二次差分, 変一次差分のフーリエ定和分

ここに変一次差分というのは, $f(x+1) - f(x-1)$ を一次差分 $f(x+1) - f(x)$ と区別して仮に名付けたものである。

$$\begin{aligned} S_{\epsilon}[\Delta^2 f(x-1)] &= -\sin \frac{i\pi}{n} \left\{ (-1)^{\epsilon} \cdot f(n) - f(0) \right\} - D_{\epsilon} \cdot S_{\epsilon}[f(x)] \\ C_{\epsilon}[\Delta^2 f(x-1)] &= \Delta f(n-1) \cdot (-1)^{\epsilon} - \Delta f(0) - D_{\epsilon} \left\{ \frac{1}{2} f(n) \cdot (-1)^{\epsilon} + \frac{1}{2} f(0) + C_{\epsilon}[f(x)] \right\} \end{aligned} \quad (6)$$

$$S_{\epsilon}[f(x+1) - f(x-1)] = -2 \sin \frac{i\pi}{n} \left\{ \frac{1}{2} f(n) \cdot (-1)^{\epsilon} + \frac{1}{2} f(0) + C_{\epsilon}[f(x)] \right\} \quad (7)$$

$$\begin{aligned} C_{\epsilon}[f(x+1) - f(x-1)] &= - \left\{ \Delta f(n-1) \cdot (-1)^{\epsilon} + \Delta f(0) \right\} \\ &+ \left(1 + \cos \frac{i\pi}{n} \right) \left\{ f(n) \cdot (-1)^{\epsilon} - f(0) \right\} + 2 \sin \frac{i\pi}{n} \cdot S_{\epsilon}[f(x)] \end{aligned} \quad (8)$$

ただし

$$\Delta f(x) = f(x+1) - f(x), \quad D_{\epsilon} = 2 \left(1 - \cos \frac{i\pi}{n} \right),$$

$$\Delta f(x-1) = f(x+1) - f(x-1)$$

3. トラスを壁要素とする三角形断面部材

a) 力のつり合い

図-1 に示すように、各弦の格点を $0, 1, 2, \dots, n, 0^\circ, 1^\circ, 2^\circ, \dots, n^\circ, 0', 1', 2', \dots, n', 1'', 2'', 3'', \dots, n''$ とし、各格点の水平、鉛直変位をそれぞれ、 $u_x, u_{x^\circ}, u_{x'}, u_{x''}, v_x, v_{x'}, v_{x''}^{(1)}, v_{x''}^{(2)}, y_x, y_{x'}$ とする。各部材については、次のようにする。

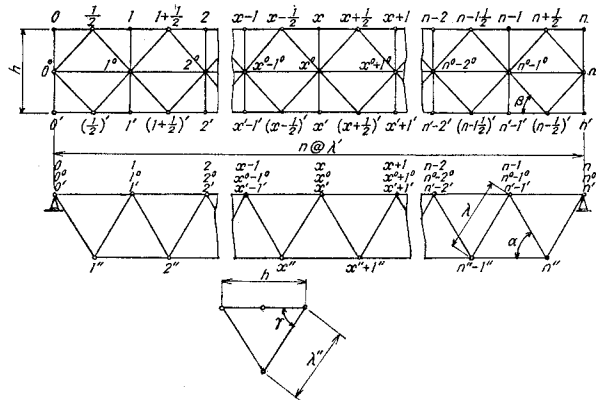


図-1

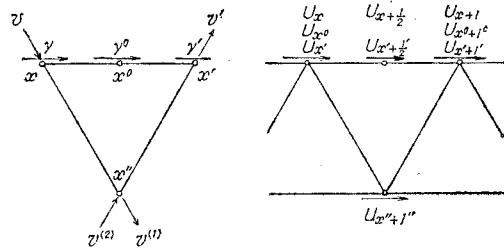


図-2 変位方向

今 $\overline{x, x+1}$ = 弦材 $(x, x+1)$ の応力とすると、フックの法則により変位と部材力の間に

$$\overline{x, x+\frac{1}{2}} = \frac{2E \cdot A_u}{\lambda'} (u_{x+\frac{1}{2}} - u_x), \quad \overline{x+1, x+\frac{1}{2}} = \frac{2E \cdot A_u}{\lambda'} (u_{x+1} - u_{x+\frac{1}{2}}) \quad (9), (10)$$

$$\overline{x', x'+\frac{1'}{2}} = \frac{2E \cdot A_u}{\lambda'} (u_{x'+\frac{1'}{2}} - u_{x'}), \quad \overline{x'+1', x'+\frac{1'}{2}} = \frac{2E \cdot A_u}{\lambda'} (u_{x'+1'} - u_{x'+\frac{1'}{2}}) \quad (11), (12)$$

$$\overline{x^\circ, x^\circ+1^\circ} = \frac{E \cdot A_s}{\lambda'} (u_{x^\circ+1^\circ} - u_{x^\circ}) \quad (13)$$

$$\overline{x-1, x''} = \frac{E \cdot A}{\lambda} \left\{ (v_{x''}^{(1)} - v_{x-1}) \sin \alpha + (u_{x''} - u_{x-1}) \cos \alpha \right\} \quad (14)$$

$$\overline{x'-1', x''} = \frac{E \cdot A}{\lambda} \left\{ (v_{x'-1'} - v_{x''}^{(2)}) \sin \alpha - (u_{x'-1'} - u_{x''}) \cos \alpha \right\} \quad (15)$$

$$\overline{x'', x} = \frac{E \cdot A}{\lambda} \left\{ (v_{x''}^{(1)} - v_x) \sin \alpha - (u_{x''} - u_x) \cos \alpha \right\} \quad (16)$$

$$\overline{x'', x'} = \frac{E \cdot A}{\lambda} \left\{ (v_{x'} - v_{x''}^{(2)}) \sin \alpha + (u_{x'} - u_{x''}) \cos \alpha \right\} \quad (17)$$

$$\overline{x, x^0} = \frac{2E \cdot A_v}{h} (y_{x^0} - y_x), \quad \overline{x^0, x'} = \frac{2E \cdot A_v}{h} (y_{x'} - y_{x^0}) \quad (18), (19)$$

$$\overline{x^0, x + \frac{1}{2}} = \frac{2E \cdot A_d}{h} \sin \beta \left\{ (u_{x + \frac{1}{2}} - u_{x^0}) \cos \beta + (y_{x^0} - y_{x + \frac{1}{2}}) \sin \beta \right\} \quad (20)$$

$$\overline{x^0 + 1^0, x + \frac{1}{2}} = \frac{2E \cdot A_d}{h} \sin \beta \left\{ (u_{x^0 + 1^0} - u_{x + \frac{1}{2}}) \cos \beta + (y_{x + \frac{1}{2}} - y_{x^0 + 1^0}) \sin \beta \right\} \quad (21)$$

$$\overline{x^0, x' + \frac{1}{2}} = \frac{2E \cdot A_d}{h} \sin \beta \left\{ (u_{x' + \frac{1}{2}} - u_{x^0}) \cos \beta + (y_{x' + \frac{1}{2}} - y_{x^0}) \sin \beta \right\} \quad (22)$$

$$\overline{x^0 + 1^0, x' + \frac{1}{2}} = \frac{2E \cdot A_d}{h} \sin \beta \left\{ (u_{x^0 + 1^0} - u_{x' + \frac{1}{2}}) \cos \beta + (y_{x' + \frac{1}{2}} - y_{x^0 + 1^0}) \sin \beta \right\} \quad (23)$$

上式中 $A_u, A_d, A_v, A_0, A_s, A$ はそれぞれ弦材 $(x, x + \frac{1}{2})$, $(x^0, x + \frac{1}{2})$, (x, x^0) , $(x'', x'' + 1'')$, $(x^0, x^0 + 1^0)$, (x'', x) の断面積, E は弾性係数, $\alpha, \beta, \gamma, h, \lambda, \lambda'$ は図示した通りである。

鉛直荷重 P , 水平荷重 W とすると

x 点のまわりの力のつり合いは 図-3 より

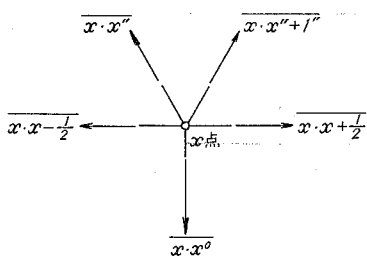


図-3

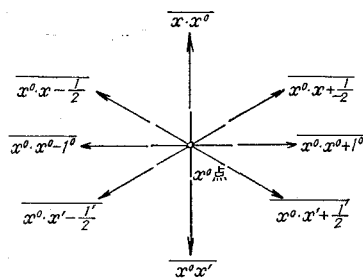


図-4

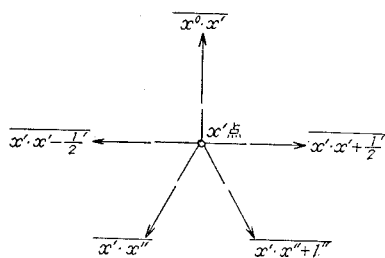


図-5

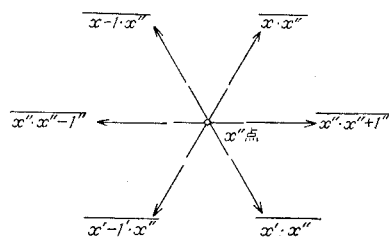


図-6

$$\left(\overline{x, x + \frac{1}{2} - x, x - \frac{1}{2}}\right) + (\overline{x, x'' + 1'' - x, x''}) \cos \alpha = 0 \quad (24)$$

$$\overline{x, x^\circ} + (\overline{x, x'' + x, x'' + 1''}) \sin \alpha \cdot \cos \tilde{\gamma} = -W \quad (25)$$

$$(\overline{x, x'' + x, x'' + 1''}) \sin \alpha \cdot \sin \tilde{\gamma} = P \quad (26)$$

x° 点まわりの力のつり合いは図-4 より

$$(\overline{x^\circ, x^\circ + 1^\circ - x^\circ, x^\circ - 1^\circ}) + \left(\overline{x^\circ, x + \frac{1}{2} + x^\circ, x' + \frac{1}{2} - x^\circ, x - \frac{1}{2} - x^\circ, x' - \frac{1}{2}}\right) \cos \beta = 0 \quad (27)$$

$$(\overline{x, x^\circ - x', x^\circ}) + \left(\overline{x^\circ, x + \frac{1}{2} - x^\circ, x' + \frac{1}{2} - x^\circ, x - \frac{1}{2} + x^\circ, x' - \frac{1}{2}}\right) \sin \beta = W^\circ \quad (28)$$

x' 点まわりの力のつり合いは図-5 より

$$\left(\overline{x', x' + \frac{1}{2} - x', x' - \frac{1}{2}}\right) + (\overline{x', x'' + 1'' - x', x''}) \cos \alpha = 0 \quad (29)$$

$$\overline{x', x^\circ} + (\overline{x', x'' + x', x'' + 1''}) \sin \alpha \cdot \cos \tilde{\gamma} = W' \quad (30)$$

$$(\overline{x', x'' + x', x'' + 1''}) \sin \alpha \cdot \sin \tilde{\gamma} = P' \quad (31)$$

x'' 点まわりの力のつり合いは図-6 より

$$\overline{x'', x'' + 1'' - x'', x'' - 1''} + (\overline{x'', x' + x'', x - x'', x' - 1' - x'', x - 1}) \cos \alpha = 0 \quad (32)$$

$$(\overline{x'', x' - x'', x + x'', x' - 1' - x'', x - 1}) \sin \alpha \cdot \cos \tilde{\gamma} = -W'' \quad (33)$$

$$(\overline{x'', x' - 1' + x'', x' + x'', x - 1 + x'', x}) \sin \alpha \cdot \sin \tilde{\gamma} = P'' \quad (34)$$

$\left(x + \frac{1}{2}\right)$ 点と $\left(x' + \frac{1}{2}\right)$ 点のつり合いは

$$\overline{x^\circ, x + \frac{1}{2} + x^\circ + 1^\circ, x + \frac{1}{2}} = 0, \quad \overline{x^\circ, x' + \frac{1}{2} + x^\circ + 1^\circ, x' + \frac{1}{2}} = 0 \quad (35), (36)$$

となる。

(9)~(23) 式を (24)~(34) 式に代入し変位で書き換え, (35), (36) 式より $\left(x \pm \frac{1}{2}\right)$ 点, $\left(x' \pm \frac{1}{2}\right)$ 点の変位を消去すると

$$K_4 J^2 u_{x-1} - 4K_2 u_x + K_2 J^2 u_{x^\circ-1^\circ} + 4K_2 u_{x^\circ} + K_2 \tan \beta J y_{x^\circ-1^\circ} + \frac{E \cdot A}{\lambda} \left\{ (v_{x''+1''}^{(1)} - v_{x''}^{(1)}) \sin \alpha + (u_{x''} - 2u_x + u_{x''+1''}) \cos \alpha \right\} \cos \alpha = 0 \quad (37)$$

$$\frac{2E \cdot A_v}{h} (y_{x^\circ} - y_x) + \frac{E \cdot A}{\lambda} \left\{ (v_{x'}^{(1)} - 2v_x + v_{x'+1'}^{(1)}) \sin \alpha + (-u_{x''} + u_{x''+1''}) \cos \alpha \right\} \sin \alpha \cdot \cos \tilde{\gamma} = -W \quad (38)$$

$$\frac{E \cdot A}{\lambda} \left\{ (u_{x'}^{(1)} - 2v_x + v_{x'+1'}^{(1)}) \sin \alpha + (u_{x''+1''} - u_{x''}) \cos \alpha \right\} \sin \alpha \cdot \sin \tilde{\gamma} = -P \quad (39)$$

$$K_3 \mathcal{A}^2 u_{x^\circ-1^\circ} - 8K_2 v_{x^\circ} + K_2 \mathcal{A}^2 u_x + 4K_2 u_x + K_2 \mathcal{A}^2 u_{x'-1'} + 4K_2 u_{x'} = 0 \quad (40)$$

$$\begin{aligned} & - \frac{2E \cdot A_v}{h} (y_x + y_{x'}) - 2 \tan^2 \beta K_2 \mathcal{A}^2 y_{x^\circ-1^\circ} \\ & + 4 \frac{E \cdot A_v}{h} y_{x^\circ} + K_2 \tan \beta \mathcal{A} u_{x-1} - K_2 \tan \beta \mathcal{A} u_{x'-1'} = -W^\circ \end{aligned} \quad (41)$$

$$\begin{aligned} & K_4 \mathcal{A}^2 u_{x'-1'} - 4K_2 u_{x'} + K_2 \mathcal{A}^2 u_{x^\circ-1^\circ} + 4K_2 u_{x^\circ} - K_2 \tan \beta \mathcal{A} y_{x^\circ-1^\circ} \\ & + \frac{E \cdot A}{\lambda} \left\{ (v_{x'''}^{(2)} - v_{x'''+1''}') \sin \alpha + (u_{x'''} - 2u_{x'} + u_{x'''+1''}') \cos \alpha \right\} \cos \alpha = 0 \end{aligned} \quad (42)$$

$$\begin{aligned} & \frac{2E \cdot A_v}{h} (y_{x'} - y_{x^\circ}) + \frac{E \cdot A}{\lambda} \left\{ (-v_{x'''}^{(2)} + 2v_{x'} - v_{x'''+1''}') \sin \alpha \right. \\ & \left. + (-u_{x'''} + u_{x'''+1''}') \cos \alpha \right\} \sin \alpha \cdot \cos \gamma = W' \end{aligned} \quad (43)$$

$$\frac{E \cdot A}{\lambda} \left\{ (-v_{x'''}^{(2)} + 2v_{x'} - v_{x'''+1''}') \sin \alpha + (u_{x'''+1'''} - u_{x'''}) \cos \alpha \right\} \sin \alpha \cdot \sin \gamma = -P' \quad (44)$$

$$\begin{aligned} & \frac{E \cdot A_0}{\lambda'} \mathcal{A}^2 u_{x''-1''} + \frac{E \cdot A}{\lambda} \left\{ (v_{x''} - v_{x'-1'}) \sin \alpha + (u_{x''} - 2u_{x'''} + u_{x'-1'}) \cos \alpha \right. \\ & \left. - (v_x - v_{x-1}) \sin \alpha + (u_x - 2u_{x'''} + u_{x+1}) \cos \alpha \right\} \cos \alpha = 0 \end{aligned} \quad (45)$$

$$\begin{aligned} & \frac{E \cdot A}{\lambda} \left\{ (v_{x'} - 2v_{x''}^{(2)} + v_{x'-1'}) \sin \alpha + (u_x - u_{x'-1'}) \cos \alpha \right. \\ & \left. + (v_x - 2v_{x''}^{(1)} + v_{x+1}) \sin \alpha - (u_x - u_{x-1}) \cos \alpha \right\} \sin \alpha \cdot \sin \gamma = -W'' \end{aligned} \quad (46)$$

$$\begin{aligned} & \frac{E \cdot A}{\lambda} \left\{ (v_{x'} - 2v_{x''}^{(2)} + v_{x'-1'}) \sin \alpha + (u_{x'} - u_{x'-1'}) \cos \alpha \right. \\ & \left. + (-v_x + 2v_{x''}^{(1)} - v_{x-1}) \sin \alpha + (u_x - u_{x-1}) \cos \alpha \right\} \sin \alpha \cdot \sin \gamma = P'' \end{aligned} \quad (47)$$

上式中

$$\begin{aligned} K_1 &= \frac{2A_u}{\lambda'} + \frac{2A_d}{h} \sin \beta \cdot \cos^2 \beta, & K_2 &= \frac{2E \cdot A_d \cdot A_u}{K_1 \cdot h \cdot \lambda'} \sin \beta \cdot \cos^2 \beta \\ K_3 &= \frac{E \cdot A_s}{\lambda'} - 2K_2, & K_4 &= \frac{2 \cdot E \cdot A_u^2}{K_1 \cdot \lambda'^2} \end{aligned}$$

とする。

b) 変位の定和分変換と境界条件

上式(37)~(47)で与えられる基本差分方程式中(37), (40), (42), (45)に \mathbf{C}_i を(38), (39), (41), (43), (44), (46), (47)式に \mathbf{S}_i を作用させ、簡単のため

$$\begin{aligned} \bar{v}_i &= \mathbf{S}_i[v_x], & \bar{v}_{i'} &= \mathbf{S}_i[v_{x'}], & \bar{y}_i &= \mathbf{S}_i[y_x], & \bar{y}_{i''} &= \mathbf{S}_i[y_{x^\circ}], & \bar{y}_{i'} &= \mathbf{S}_i[y_{x'}] \\ \bar{u}_i &= \frac{1}{2} u_n (-1)^i + \frac{1}{2} u_0 + \mathbf{C}_i[u_x], & \bar{u}_{i^\circ} &= \frac{1}{2} u_{n^\circ} (-1)^i + \frac{1}{2} u_{0^\circ} + \mathbf{C}_i[u_{x^\circ}] \\ \bar{u}_{i'} &= \frac{1}{2} u_{n'} (-1)^i + \frac{1}{2} u'_0 + \mathbf{C}_i[u_{x'}], & \bar{u}_{i''} &= \bar{\mathbf{C}}_i[u_{x''}], & \bar{v}_{i''}^{(1)} &= \bar{\mathbf{S}}_i[v_{x''}^{(1)}] \end{aligned}$$

$$\bar{v}_{i'}^{(2)} = \bar{S}_i[v_{x'}^{(2)}], \quad \bar{P}_i = S_i[P_x], \quad \bar{P}_{i'} = S_i[P_{x'}], \quad \bar{P}_{i''} = \bar{S}_i[P_{x'}]$$

$$\bar{W}_i = S_i[W_x], \quad \bar{W}_{i'} = S_i[W_{x'}], \quad \bar{W}_{i''} = \bar{S}_i[W_{x'}]$$

とおき、かつ格点 $0, 0^\circ, 0', n, n^\circ, n'$ の水平方向力のつり合いは次の式となる。(ただしここに作用する水平外力を $H_0, H_{0^\circ}, H_{0'}, H_n, H_{n^\circ}, H_{n'}$ とし、外向きを正とする。)

$$K_4(u_0 + u_1) + K_2(u_{0^\circ} + u_{1^\circ}) + K_2 \tan \beta (y_{1^\circ} - y_{0^\circ})$$

$$- \frac{2E \cdot A_u}{\lambda'} u_0 + \frac{E \cdot A}{\lambda} \left\{ v_{1'}^{(2)} - v_0 \right\} \sin \alpha + (u_{1'} - u_0) \cos \alpha \Big\} \cos \alpha = H_0$$

$$\frac{E \cdot A_s}{\lambda'} \Delta u_{0^\circ} - 2K_2(u_{1^\circ} + u_{0^\circ}) + K_2(u_0 + u_1) + K_2(u_{1'} + u_{0'}) = H_{0^\circ}$$

$$K_4(u_{0'} + u_{1'}) + K_2(u_{0^\circ} + u_{1^\circ}) - K_2 \tan \beta (y_{1^\circ} - y_{0^\circ})$$

$$- \frac{2E \cdot A_u}{\lambda'} u_{0'} + \frac{E \cdot A}{\lambda} \left\{ (v_{0'} - v_{1'}^{(2)}) \sin \alpha + (u_{1'} - u_{0'}) \cos \alpha \right\} \cos \alpha = H_{0'}$$

$$- K_4(u_n + u_{n-1}) - K_2(u_{n^\circ} + u_{n^\circ-1}) - K_2 \tan \beta (y_{n^\circ} - y_{n^\circ-1})$$

$$+ \frac{2E \cdot A_u}{\lambda'} u_n + \frac{E \cdot A}{\lambda} \left\{ (v_{n'}^{(1)} - v_n) \sin \alpha + (u_n - u_{n'}) \cos \alpha \right\} \cos \alpha = H_n$$

$$\frac{E \cdot A_s}{\lambda'} \Delta u_{n^\circ-1} + 2K_2(u_{n^\circ} + u_{n^\circ-1}) - K_2(u_n + u_{n-1}) - K_2(u_{n'} + u_{n'-1}) = H_{n^\circ}$$

$$- K_4(u_{n'} + u_{n'-1}) - K_2(u_{n^\circ} + u_{n^\circ-1}) + K_2 \tan \beta (y_{n^\circ} - y_{n^\circ-1})$$

$$+ \frac{2E \cdot A_u}{\lambda'} u_{n'} + \frac{E \cdot A}{\lambda} \left\{ (v_{n'} - u_{n'}^{(2)}) \sin \alpha + (u_{n'} - u_{n'}) \cos \alpha \right\} \cos \alpha = H_{n'}$$

$$\nu = \tan \beta, \quad \nu' = \tan \alpha, \quad \xi = \frac{\lambda}{E \cdot A \cdot \cos^2 \alpha}, \quad \delta_1 = \frac{A_y \cdot \lambda}{h \cdot A \cdot \cos^2 \alpha}, \quad \eta = \frac{A_0 \cdot \lambda}{\lambda' \cdot A \cdot \cos^2 \alpha}$$

とすると (37)~(47) 式は次のようになる。

$$2K_2 \nu \cdot \xi \cdot \sin \frac{i\pi}{n} \bar{y}_{i^\circ} + K_2 \xi (-D_i + 4) \bar{u}_{i^\circ} - \left\{ (K_4 D_i + 4K_2) \xi + 2 \right\} \bar{u}_i$$

$$+ 2 \cos \frac{i\pi}{2n} \bar{u}_{i''} + 2\nu' \sin \frac{i\pi}{2n} \bar{v}_{i'}^{(1)} = \left\{ -H_{n'}(-1)^i + H_0 \right\} \xi$$

$$- K_2 \nu \xi \left(1 + \cos \frac{i\pi}{n} \right) \left\{ y_{n^\circ}(-1)^i - y_{0^\circ} \right\} - \nu' \left\{ v_{n'}(-1)^i - v_0 \right\} \quad (48)$$

$$- 2\nu'^2 \cos \gamma \bar{v}_i - 2\delta_1(\bar{y}_i - \bar{y}_{i^\circ}) - 2\nu' \cos \gamma \sin \frac{i\pi}{2n} \bar{u}_{i''} + 2\nu'^2 \cos \gamma \cos \frac{i\pi}{2n} \bar{v}_{i'}^{(1)} = -\xi \bar{W}_i \quad (49)$$

$$- 2\nu'^2 \sin \gamma \bar{v}_i - 2\nu' \sin \gamma \sin \frac{i\pi}{2n} \bar{u}_{i''} + 2\nu'^2 \sin \gamma \cos \frac{i\pi}{2n} \bar{v}_{i'}^{(1)} = -\xi \bar{P}_i \quad (50)$$

$$K_2 \xi (-D_i + 4) \bar{u}_i - \xi (K_3 D_i + 8K_2) \bar{u}_{i^\circ} + K_2 \xi (-D_i + 4) \bar{u}_{i'} = \left\{ -H_{n^\circ}(-1)^i + H_{0^\circ} \right\} \xi \quad (51)$$

$$- 2\delta_1(\bar{y}_i + \bar{y}_{i'}) + 2K_2 \nu^2 \left(\xi D_i + \frac{2\delta_1}{K_2 \nu^2} \right) \bar{y}_{i^\circ} - 2K_2 \nu \xi \sin \frac{i\pi}{n} (\bar{u}_i - \bar{u}_{i'})$$

$$= -2K_2\nu^2\xi\sin\frac{i\pi}{n}\left\{(-1)^{\xi}y_{n^0}-y_{0^0}\right\}-\xi\bar{W}_{\xi^0} \quad (52)$$

$$\begin{aligned} & -2K_2\nu\xi\sin\frac{i\pi}{n}\bar{y}_{\xi^0}+K_2\xi(-D_{\xi}+4)\bar{u}_{\xi^0}-\left\{(K_4D_{\xi}+4K_2)\xi+2\right\}\bar{u}_{\xi}, \\ & +2\cos\frac{i\pi}{2n}\bar{u}_{\xi'},-2\nu'\sin\frac{i\pi}{2n}\bar{v}_{\xi'}^{(2)}=\left\{-H_{n'}(-1)^{\xi}+H_{0'}\right\}\xi \\ & +K_2\nu\xi\left(1+\cos\frac{i\pi}{n}\right)\left\{y_{n^0}(-1)^{\xi}-y_{0^0}\right\}+\nu'\left\{v_{n'}(-1)^{\xi}-v_{0'}\right\} \end{aligned} \quad (53)$$

$$2\nu'^2\cos\gamma\bar{v}_{\xi'}-2\delta_1(\bar{y}_{\xi^0}-\bar{y}_{\xi'})-2\nu'\cos\gamma\sin\frac{i\pi}{2n}\bar{u}_{\xi'},-2\nu'^2\cos\gamma\cos\frac{i\pi}{2n}\bar{v}_{\xi'}^{(2)}=\xi\bar{W}_{\xi'} \quad (54)$$

$$2\nu'^2\sin\gamma\bar{v}_{\xi'}-2\nu'\sin\gamma\sin\frac{i\pi}{2n}\bar{u}_{\xi'},-2\nu'^2\sin\gamma\cos\frac{i\pi}{2n}\bar{v}_{\xi'}^{(2)}=-\xi\bar{P}_{\xi'} \quad (55)$$

$$\begin{aligned} & -2\nu'\sin\frac{i\pi}{2n}(\bar{v}_{\xi}-\bar{v}_{\xi'})+2\cos\frac{i\pi}{2n}(\bar{u}_{\xi}+\bar{u}_{\xi'})-(\eta D_{\xi}+4)\bar{u}_{\xi'}, \\ & =-\nu'\cos\frac{i\pi}{2n}\left\{(-1)^{\xi}\cdot v_{n'}-v_{0'}-(-1)^{\xi}\cdot v_n+v_0\right\} \end{aligned} \quad (56)$$

$$\begin{aligned} & 2\nu'^2\cos\gamma\cos\frac{i\pi}{2n}(\bar{v}_{\xi}+\bar{v}_{\xi'})+2\nu'\cos\gamma\sin\frac{i\pi}{2n}(\bar{u}_{\xi}-\bar{u}_{\xi'})-2\nu'^2\cos\gamma(\bar{v}_{\xi'}^{(1)}+\bar{v}_{\xi'}^{(2)}) \\ & =\nu'^2\cos\gamma\sin\frac{i\pi}{2n}\left\{(-1)^{\xi}v_n-v_0+(-1)^{\xi}\cdot v_{n'}-v_{0'}\right\}-\xi\bar{W}_{\xi'}, \end{aligned} \quad (57)$$

$$\begin{aligned} & -2\nu'^2\sin\gamma\cos\frac{i\pi}{2n}(\bar{v}_{\xi}-\bar{v}_{\xi'})-2\nu'\sin\gamma\sin\frac{i\pi}{2n}(\bar{u}_{\xi}+\bar{u}_{\xi'})+2\nu'^2\sin\gamma(\bar{v}_{\xi'}^{(1)}-\bar{v}_{\xi'}^{(2)}) \\ & =\nu'^2\sin\gamma\sin\frac{i\pi}{2n}\left\{(-1)^{\xi}\cdot v_{n'}-v_{0'}-(-1)^{\xi}v_n+v_0\right\}+\xi\bar{P}_{\xi'}, \end{aligned} \quad (58)$$

今両端単純支持とし、水平外力も作用していないとする。更に荷重は $P_x, P_{x'}, P_{x''}, W_x, W_{x^0}, W_{x'}, W_{x''}$ とすれば

$$y_n=y_0=y_{n^0}=y_{0^0}=y_{n'}=y_{0'}=v_n=v_0=v_{n'}=v_{0'}=0$$

$$H_n=H_0=H_{n^0}=H_{0^0}=H_{n'}=H_{0'}=0$$

となる。

4. 計 算 例

上記の連立方程式を、各格点について解き逆変換を求めて、以下に示す断面諸元を用いて数値計算を行なった。

$$E=2.1\times 10^7 \text{ t/m}^2, \quad \alpha=1.08002, \quad \beta=0.61843, \quad \gamma=1.18076$$

$$A_v=0.002398 \text{ m}^2, \quad A_u=0.01688 \text{ m}^2, \quad A_d=0.01525 \text{ m}^2, \quad A_s=0.01013 \text{ m}^2$$

$$A_0=0.03703 \text{ m}^2, \quad A=0.00871 \text{ m}^2, \quad \lambda=11.03312 \text{ m}, \quad \lambda'=10.4 \text{ m},$$

$$h=7.4 \text{ m}, \quad n=7$$

以下に荷重状態と、この時の変位と軸力の影響線を図示するが、別の荷重状態については省略した。有効幅員 9.0 m とした場合の主荷重 ($L = 20$ t) に対する部材軸力を表-1 に示す。計算は室蘭工業大学 FACOM-231-ALGOL によって行なったが、一格点荷重について、全点の変位と軸力の計算は 4 分で完了できた。

図示以外の軸力は微小故省略した。

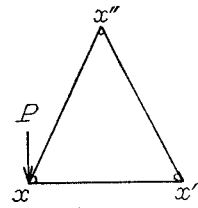
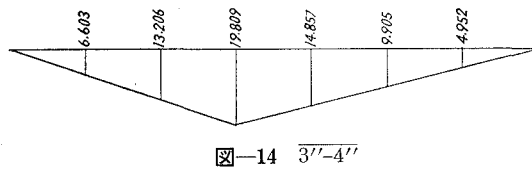
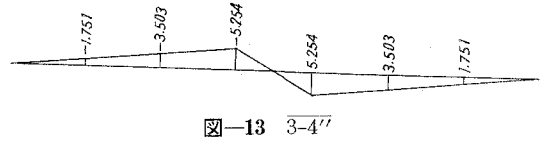
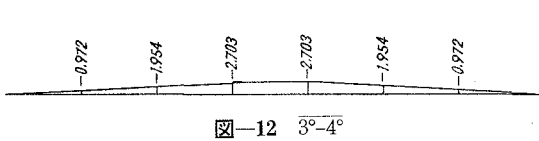
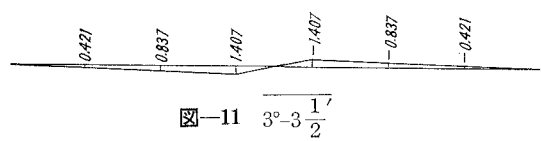
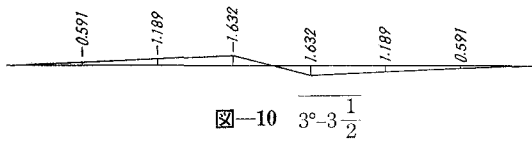
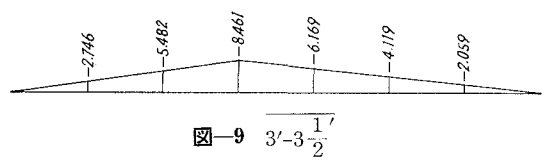
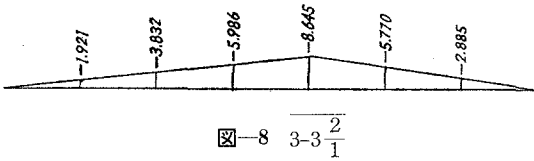
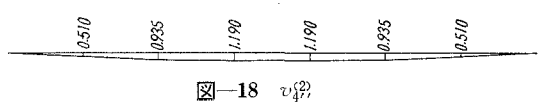
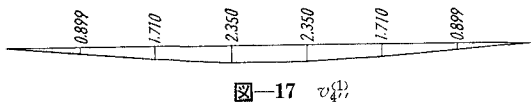
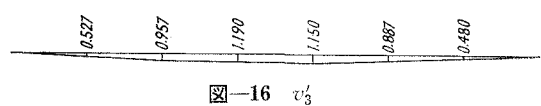
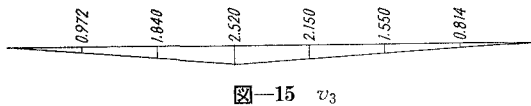


図-7 荷重状態



軸力影響線 ($\times 10^{-1}$ t)



変位影響線 ($\times 10^{-4}$ m)

表—1 軸 力 (T)

部 材 番 号	死 荷 重	活 荷 重	合 計
3°—4°	— 74.4	— 45.9	— 120.3
3 —3°	23.2	17.8	41.0
3 —3 $\frac{1}{2}$	—327.5	—121.0	— 448.5
3''—4''	782.0	296.3	1078.3
1 —1''	—207.4	— 93.2	— 300.6
$\frac{1}{2}$ —1°	— 18.7	— 21.5	— 40.2

なお L 荷重による上弦材の軸力は、従来の計算方法 (平面的解析) では $N=177.3$ t, 本方法では $N=121.0$ t となった。

5. 振 動 解 析

a) 特性方程式

前記静的釣合い式に於ける v 方向変位を次のように、各部材水平変位 y, y', y'' と、鉛直変位 (下向きを正) $\delta, \delta', \delta''$ で書き換え

$$v = \delta \sin \gamma + y \cos \gamma, \quad v' = -\delta' \sin \gamma + y' \cos \gamma$$

$$v^{(1)''} = \delta'' \sin \gamma + y'' \cos \gamma, \quad v^{(2)''} = -\delta'' \sin \gamma + y'' \cos \gamma$$

かつ、軸方向振動を無視し、重力加速度 g , 角速度 ω , 格点重量 \mathfrak{M} とし、正弦振動を仮定して $f_x = \bar{f} \sin \omega t$ とすると、次のような固有振動を与える特性方程式が得られる。

$$-\theta_1 \mu \bar{\delta}_i - \theta_1 \nu_1 \bar{y}_i - \theta_2 \sin \frac{i\pi}{2n} \bar{u}_{i''} + \theta_1 \mu \cos \frac{i\pi}{2n} \bar{\delta}_{i''} + \theta_1 \nu_1 \cos \frac{i\pi}{2n} \bar{y}_{i''} - \omega^2 \frac{\mathfrak{M}}{g} \bar{\delta}_i = 0$$

$$-\theta_1 \mu \bar{\delta}_{i'} + \theta_1 \nu_1 \bar{y}_{i'} - \theta_2 \sin \frac{i\pi}{2n} \bar{u}_{i''} + \theta_1 \mu \cos \frac{i\pi}{2n} \bar{\delta}_{i''} - \theta_1 \nu_1 \cos \frac{i\pi}{2n} \bar{y}_{i''} - \omega^2 \frac{\mathfrak{M}}{g} \bar{\delta}_{i'} = 0$$

$$-\theta_3 \mu \bar{\delta}_i - (\theta_3 \nu_1 + \theta_4) \bar{y}_i + \theta_4 \bar{y}_{i^0}$$

$$- \theta_5 \sin \frac{i\pi}{2n} \bar{u}_{i''} + \theta_3 \mu \cos \frac{i\pi}{2n} \bar{\delta}_{i''} + \theta_3 \nu_1 \cos \frac{i\pi}{2n} \bar{y}_{i''} - \omega^2 \frac{\mathfrak{M}}{g} \bar{y}_i = 0$$

$$-\theta_4 \bar{y}_i + (\theta_6 D_i + 2\theta_4) \bar{y}_{i^0} - \theta_4 \bar{y}_{i'} - \theta_7 \sin \frac{i\pi}{n} \bar{u}_i + \theta_7 \sin \frac{i\pi}{n} \bar{u}_{i'} + \omega^2 \frac{\mathfrak{M}^0}{g} \bar{y}_{i^0} = 0$$

$$-\theta_3 \mu \bar{\delta}_{i'} - \theta_4 \bar{y}_{i'} + (\theta_3 \nu_1 + \theta_4) \bar{y}_{i'}$$

$$- \theta_5 \sin \frac{i\pi}{2n} \bar{u}_{i''} + \theta_3 \mu \cos \frac{i\pi}{2n} \bar{\delta}_{i''} - \theta_3 \nu_1 \cos \frac{i\pi}{2n} \bar{y}_{i''} + \omega^2 \frac{\mathfrak{M}}{g} \bar{y}_{i'} = 0$$

$$\theta_7 \sin \frac{i\pi}{n} \bar{y}_{i^0} - (K_4 D_i + 4K_2 + \theta_8) \bar{u}_i$$

$$+ K_2 (-D_i + 4) \bar{u}_{i^0} + \theta_8 \cos \frac{i\pi}{2n} \bar{u}_{i''} + \theta_9 \mu \sin \frac{i\pi}{2n} \bar{\delta}_{i''} + \theta_9 \nu_1 \sin \frac{i\pi}{2n} \bar{y}_{i''} = 0$$

$$\begin{aligned}
& K_2(-D_i+4)\bar{u}_i - (K_3 \cdot D_i + 8K_2)\bar{u}_{i''} + K_2(-D_i+4)\bar{u}_{i'} = 0 \\
& -\theta_7 \sin \frac{i\pi}{n} \bar{y}_{i''} + K_2(-D_i+4)\bar{u}_{i''} \\
& - (K_4 D_i + 4K_2 + \theta_8)\bar{u}_{i'} + \theta_8 \cos \frac{i\pi}{2n} \bar{u}_{i''} + \theta_9 \mu \sin \frac{i\pi}{2n} \delta_{i''} - \theta_9 \nu_1 \sin \frac{i\pi}{2n} \bar{y}_{i''} = 0 \\
& -\theta_9 \mu \sin \frac{i\pi}{2n} (\delta_i + \delta_{i'}) - \theta_9 \nu_1 \sin \frac{i\pi}{2n} (\bar{y}_i - \bar{y}_{i'}) + \theta_8 \cos \frac{i\pi}{2n} (\bar{u}_i + \bar{u}_{i'}) - (\theta_{10} \cdot D_i + 2\theta_8)\bar{u}_{i''} = 0 \\
& -\theta_1 \mu \cos \frac{i\pi}{2n} (\delta_i + \delta_{i'}) - \theta_1 \nu_1 \cos \frac{i\pi}{2n} (\bar{y}_i - \bar{y}_{i'}) \\
& -\theta_2 \sin \frac{i\pi}{2n} (\bar{u}_i + \bar{u}_{i'}) + 2\theta_1 \mu \delta_{i''} + \omega^2 \frac{\mathfrak{M}''}{g} \delta_{i''} = 0 \\
& \theta_3 \mu \cos \frac{i\pi}{2n} (\delta_i - \delta_{i'}) + \theta_3 \nu_1 \cos \frac{i\pi}{2n} (\bar{y}_i + \bar{y}_{i'}) \\
& + \theta_5 \sin \frac{i\pi}{2n} (\bar{u}_i - \bar{u}_{i'}) - 2\theta_3 \nu_1 \bar{y}_{i''} - \omega^2 \frac{\mathfrak{M}''}{g} \bar{y}_{i''} = 0
\end{aligned}$$

ただし

$$\begin{aligned}
\theta_1 &= \frac{2E \cdot A}{\lambda} \sin^2 \alpha \sin \gamma, & \theta_2 &= \frac{2EA}{\lambda} \sin \alpha \cos \alpha \sin \gamma, & \theta_3 &= \frac{2 \cdot E \cdot A}{\lambda} \sin^2 \alpha \cos \gamma, \\
\theta_4 &= \frac{2E \cdot A_v}{h}, & \theta_5 &= \frac{2EA}{\lambda} \sin \alpha \cos \alpha \cos \gamma, & \theta_6 &= 2 \cdot K_2 \tan^2 \beta, & \theta_7 &= 2K_2 \tan \beta, \\
\theta_8 &= \frac{2EA}{\lambda} \cos^2 \alpha, & \theta_9 &= \frac{2EA}{\lambda} \sin \alpha \cos \alpha, & \theta_{10} &= \frac{EA_0}{\lambda'}, & \mu &= \sin \gamma, & \nu_1 &= \cos \gamma
\end{aligned}$$

と表わせる。

b) 計 算

図-19~25 は、質量として自重のみを考え $\mathfrak{M}=6.415 \text{ t}$, $\mathfrak{M}^0=3.018 \text{ t}$, $\mathfrak{M}''=7.436 \text{ t}$ とし、

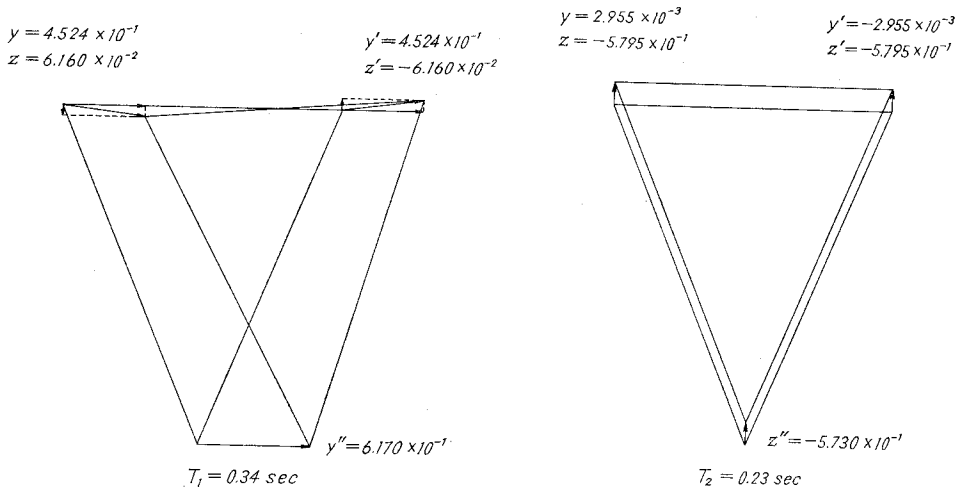


図-19

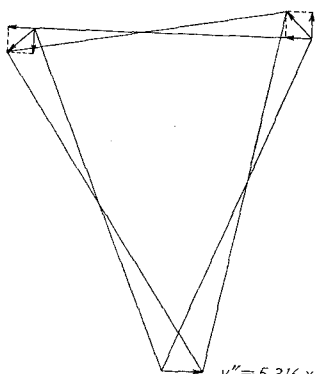
図-20

$$y = 3.837 \times 10^{-1}$$

$$z = 3.757 \times 10^{-1}$$

$$y' = -3.837 \times 10^{-1}$$

$$z' = -3.757 \times 10^{-1}$$



$$y'' = 5.316 \times 10^{-1}$$

$$T_3 = 0.20 \text{ sec}$$

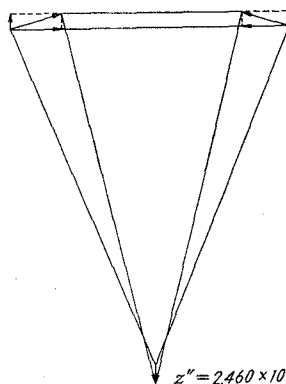
図-21

$$y = 6.714 \times 10^{-1}$$

$$z = -1.376 \times 10^{-1}$$

$$y' = -6.714 \times 10^{-1}$$

$$z' = -1.376 \times 10^{-1}$$



$$z'' = 2.460 \times 10^{-1}$$

$$T_4 = 0.027 \text{ sec}$$

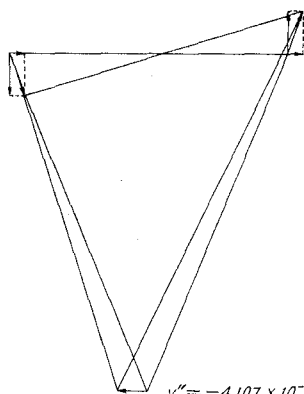
図-22

$$y = 1.778 \times 10^{-1}$$

$$z = 5.856 \times 10^{-1}$$

$$y' = 1.778 \times 10^{-1}$$

$$z' = -5.856 \times 10^{-1}$$



$$y'' = -4.107 \times 10^{-1}$$

$$T_5 = 0.020 \text{ sec}$$

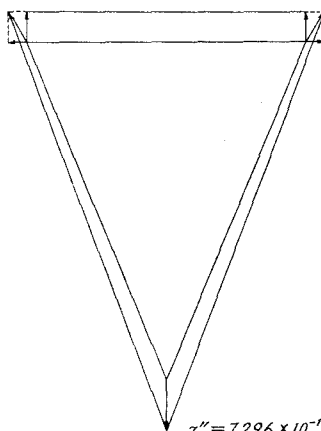
図-23

$$y = -2.409 \times 10^{-1}$$

$$z = -4.193 \times 10^{-1}$$

$$y' = 2.409 \times 10^{-1}$$

$$z' = -4.193 \times 10^{-1}$$



$$z'' = 7.296 \times 10^{-1}$$

$$T_6 = 0.014 \text{ sec}$$

図-24

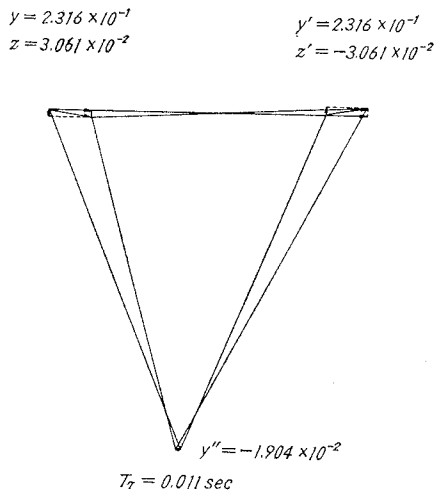


図-25

振動周期 T と変形の状態を示したものである。

質量として全死荷重を考慮 $W = 62.835 \text{ t}$ とし、床板の合成効果を無視した場合の最大周期 (曲げ振動) $T = 0.81 \text{ sec}$, 考慮した場合 $T = 0.56 \text{ sec}$ (曲げ振動) であった。

6. む す び

計算結果によれば、三角形断面トラスは外力のトルク荷重に対して、大きな抵抗力を持つと同時に、弦材の外力の曲げに対する特性も満足すべきものと考えられる。

また、二つのトラスを横構で補剛した形は、断面として不安定形であり、同一水平荷重に対し

て変形しやすく、その剛度を与えるために余分の材料を用いなければならない。

(昭和44年4月30日受理)

文 献

- 1) 能町純雄: “差分方程式で表わされる不静定構造物の和分変換による解法例”. 土木学会北海道支部, 技術資料23号, 2/1967, pp. 173-177.
- 2) S. G. Nomachi: “On Finite Fourier Sine Series with Respect to Finite Difference”. *Memoris of Muroran Ins. Tech.*, Vol. 5, No. 1, pp. 187-202, July, 1965.
- 3) 能町純雄・小針憲司: “トラスを壁要素とする三角形断面部材の曲げについて”. 土木学会北海道支部, 研究発表論文集25号, 2/1969, pp. 37-42.

硫黄快削鋼の被削性に関する研究

菊地 千之・田中 雄一

Study on Machinability of Resulfurized Steel

Kazuyuki Kikuchi and Yuichi Tanaka

Abstract

Tool-life and tool-wear characteristics for steel of tool with different sulfur content are presented for different values of cutting speed and feed. While the presence of manganese sulfide in steel is generally found to extend tool-life, a certain combination of cutting speed and feed yields the result that indicate the reverse effect. Additions of sulfur are found to promote the formation of a small built-up edge. And in the very slow speed region of cutting, a most improved finish is obtained with a resulfurized steel.

I. 緒 言

大量生産方式の発達にともない機械構造用材料に対して高度な生産性が要求され、被削性に関してもその例外ではない。現在、各種快削鋼が製造され徐々に使用されつつあるが、鋼の溶解、造塊、圧延および調質などの各製造工程において、被削性に影響をおよぼす要因は非常に多いと考えられる¹⁾。これら種々の鋼に対して総合的な被削性を検討するとともにその改善を計ることは、今後の切削加工技術の進歩と大量生産方式の発展に伴って厳しくなる被削性の要求に対して重要な問題である。

これまでに快削鋼についての研究報告が非常に多数発表され実用化も進んでいる現状であるが^{2),3)}、その多くは基礎的傾向が強く実際作業面と必ずしも一致しないと考えられる。

従って本研究においては、実際作業の観点にたち2種類の硫黄快削鋼の被削性を機械構造用炭素鋼のそれと比較しつつ検討した。なお金属材料の被削性は一般に工具寿命、切削抵抗、切屑生成および仕上面あらさなどの観点から論ぜられるが、本報告では現場作業において特に問題となる工具寿命(工具摩耗)および仕上面あらさからみた被削性について主として論ずる。

II. 実験方法

1. 実験装置

(a) 旋 盤

本研究に使用した旋盤は大隈鉄工所製 LS 型実用高速旋盤であり、その主要寸法を Table

1に示した。なお主軸回転数は、コップ無段変速機により8~2,424 rpmの範囲内で任意に変換可能であり、所要の切削速度を得ることができる。

Table 1. The brief specifications of lathe used

Max. swing over bed	: 400 mm
Max. swing over saddle	: 250 mm
Max. distance between centers	: 1,250 mm
Spindle speeds	: 35~1,800 rpm

(b) 仕上面あらさ測定装置

仕上面あらさは、検出器（触針の先端：ダイヤモンド製5 $\mu\phi$ ）、駆動装置、増幅指示部および記録計から成っている東京精密株式会社製デルタ表面あらさ計を使用した。これにより切削仕上面の中心線平均あらさ計 (H_a) を測定した。

2. 被 削 材

被削材は **Table 2** に示した化学成分および機械的性質の硫黄快削鋼（2種類）および一般構造用炭素鋼である。これらはいずれも市販材であり、硫黄快削鋼 1213 は MnS で、1117 鋼および S 15 C は FeSi および Al で脱酸調整した熱間圧延材である。いずれも圧延後の熱処理は行っていない。被削材硬度は3鋼種ともそれぞれ H_{RB} 63~64 の範囲内にあるゆえ、硫黄の効果からみた被削性について検討すればよいことになる。

Table 2. Chemical compositions and mechanical properties of specimens used.

Steel	Chemical compositions (% by weight)					Mechanical properties				
	C	Si	Mn	P	S	Elastic limit (kg/mm ²)	Ultimate tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (%)	Reduction in area (%)	Hardness (HRB)
1213	0.12	0.006	0.95	0.107	0.298	24	42	35	37	64
1117	0.17	0.19	1.12	0.012	0.128	19	41	36	61	63
S 15 C	0.15	0.26	0.46	0.025	0.010	22	44	45	63	63

3. 工 具

3次元切削の場合は超硬工具で多用されている3面使用可能なチップと同様なスローアウェイ型3角チップ [-5, 15, 5, 5, 60, 30, 0.8] を使用し、2次元切削では従来から用いられている完成バイト (16×16 mm²) [0, 15, 7, 7, 15, 0, 0.5] を使用した。これらはいずれも日本高周波製の高速度鋼工具 SKH-4 を使用した。また工具寿命試験では特にすべて同一ロットの工具を用い、工具の不揃いによる寿命変動をさけた。

4. 切 削 条 件

切削条件は、できるだけ実際作業に近い条件とするため **Table 3** に示したように3次元長手切削を行なった。切削速度が実際作業条件より高い範囲になっているが、これは材料と試験時間の関係から止むを得なかった。また比較のため同表に示した準2次元長手乾切削を行なっ

て検討した。3次元切削は、切削油剤としてスピンドル油 60#を使用した。なお油量は 2,240 ml/min とした。

Table 3. Cutting conditions

	Conventional cutting	Orthogonal cutting
Feed	0.25 mmpr	0.075, 0.15 and 0.3 mmpr
Depth of cut	2 mm	1.5 mm
Cutting speed	46~113 mpm	70~200 mpm
Cutting fluid	Spindole oil 60	Dry

III. 実験結果およびその考察

1. 工具寿命特性

Fig. 1 は 3 次元切削 (切削油剤: スピンドル油) の場合の工具寿命曲線を示し、Fig. 2 は 準 2 次元 (乾切削) による工具寿命曲線を 0.3, 0.15, および 0.075 mmpr の 3 種の送りに対して示したものである。但し Fig. 1 中の矢印は未だ寿命に達していないことを示す。これらの結果より快削鋼 1117 および 1213 は、工具寿命を改善することが明らかである。しかし 3 次元切削および 2 次元切削の低送り (0.075 および 0.15 mmpr) の工具寿命曲線は、低切削速度側で Taylor の工具寿命方程式 $VT^n = C$ (但し、 V : 切削速度、 T : 工具寿命、 n および C : 定数) から著しいずれがみられ、寿命が短くなっている。特に快削鋼 1213 のずれは高切削速度から生じ、普通鋼に比較し低切削速度域においては短寿命の傾向を示している。一方快削鋼 1117 のそのずれは比較的少なく、低切削速度側では最も工具寿命が良好である。また Fig. 3 は 60 分寿命を示す切削速度と送りの関係であるが、低送り程快削鋼の寿命は改善されることを示して

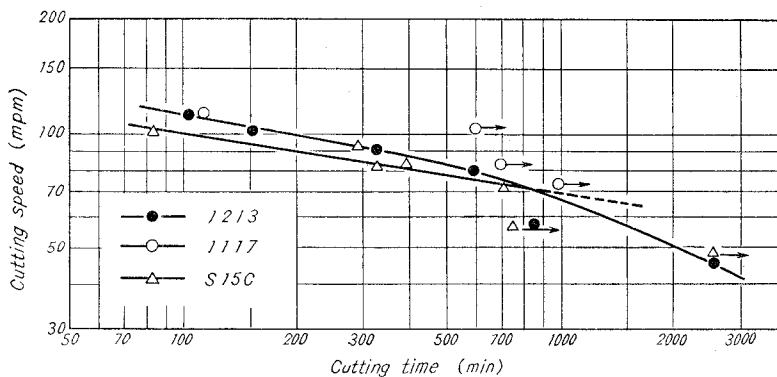


Fig. 1. Tool-life curve for steels of different sulfur content. Cutting condition: Tool, SKH-4 H.S.S. (-5, 15, 5, 5, 60, 30, 0.8); Depth of cut, 2 mm; Feed, 0.25 mmpr.; Cutting fluid, spindol oil 60.

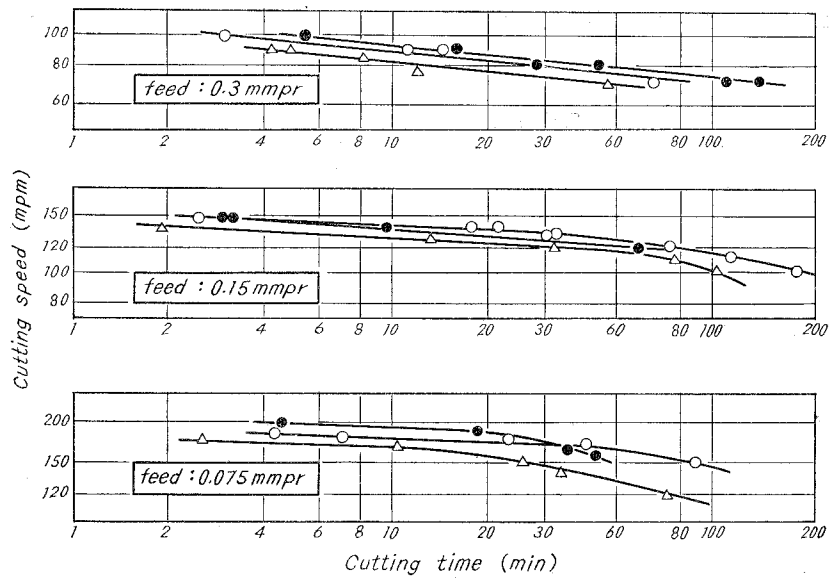


Fig. 2. Tool-life curve for steels of different sulfur content. Cutting conditions: Material cut, —●— 1213 steel, —○— 1117 steel, —△— S15C steel; Tool, SKH-4 H.S.S. (0, 15, 7, 7, 15, 0, 0.5); Depth of cut, 1.5 mm; Feed, var.; Cutting fluid, dry.

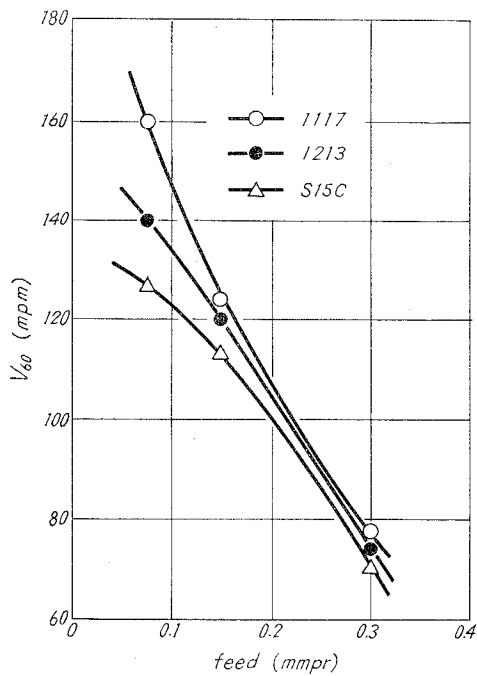


Fig. 3. Relation between cutting speed for 60 min tool-life (V_{60}) and feed. Cutting conditions are the same as in Fig. 2.

いる。

これらの工具寿命の相違は、工具摩耗に起因する工具の損傷状態が基本的要因となっていると考えられる。それゆえ工具摩耗の観点から諸現象の考察を行なった。

Fig. 4 は3次元切削の場合の逃げ面摩耗(最大摩耗幅)経過を各鋼種について示したものである。図中の矢印は、その時間で工具寿命に達したことを示している。同図より明らかなように、逃げ面摩耗は切削時間の経過とともにほぼ直線的に増大しており、その傾きは硫黄快削鋼 1213 切削の場合最も大きく、1117 鋼の切削では最も小さくなっている。またいずれの鋼種においても工具寿命に近づくと、曲線の傾きは急激になり摩耗が加速度的に進行している。これは一般に良く知られているように高速度工具の熱間強度⁴⁾の弱さに原因している。即ち逃げ面摩耗幅の増大とともに切削温度の上昇を招き、その軟化温度付近に達すると急激に高温硬度が減少するためである。図の(a): S 15 C 切削と(b): 1213 切削の場合を比較すると快削鋼 1213 はかなり摩耗幅が大きいところまで切削可能であるが普通鋼 S 15 C では小さい値で工具の破壊が生じている。

後述するすくい面の観察から、切くず一工具接触長さ(OA)の関係は **Fig. 5** に示したようになり硫黄快削鋼切削の場合せん断角 ϕ は大となっている。さらにせん断面における平均せん断応力 τ_s は次式によって決まる。

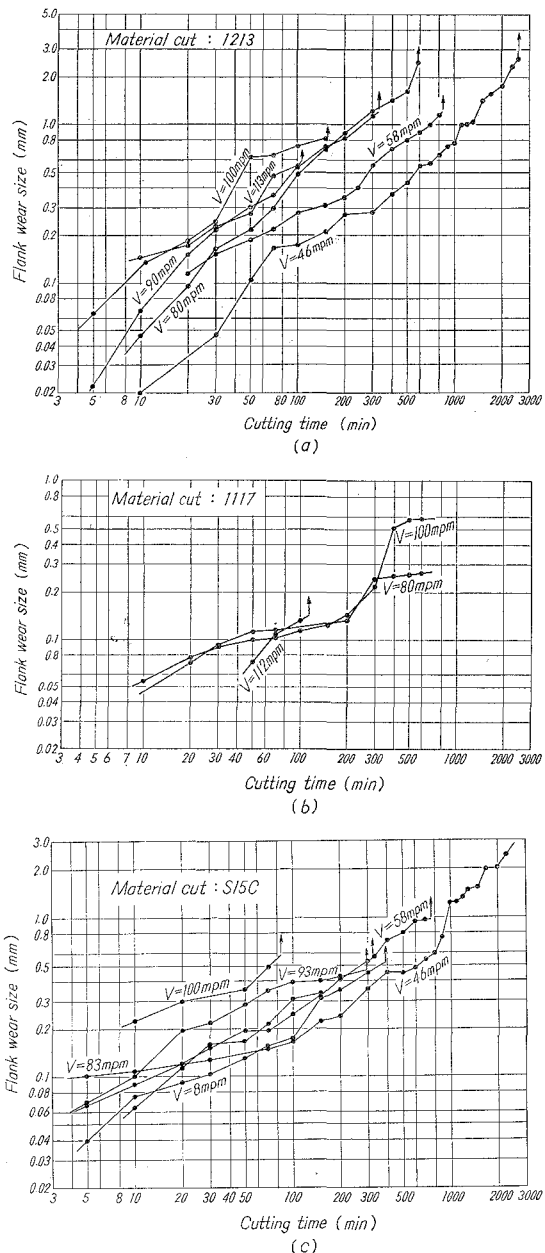


Fig. 4. Variation of flank wear size with cutting time for steels of different sulfur content. Cutting conditions are the same as in Fig. 1.

$$\tau_s = \frac{\sin \phi}{bt} (F_P \cos \phi - F_Q \sin \phi) \quad (1)$$

この τ_s は切削抵抗試験結果から硫黄快削鋼の場合明らかに普通鋼のそれより減少することが認められている。またせん断面せん断エネルギー (U_s) は次式で求められるので、快削鋼におけるせん断面せん断エネルギーは普通鋼のそれより小となる。

$$U_s = \frac{\tau_s}{\sin \phi} \frac{\cos \alpha}{\cos (\phi - \alpha)} \quad (2)$$

このことはせん断面せん断仕事による発熱、

すなわち切削温度を快削鋼切削の場合低くすることを意味する。したがって上述の如き工具破壊時における逃げ面摩耗量の差異を生じたものと考えられる。

Fig. 6 は Fig. 4 より求めた各鋼種に対する逃げ面摩耗幅の比較である。これより快削鋼 1213 の初期摩耗幅は普通鋼 S15C に比較し小さいにもかかわらず、長時間の切削では逆に大きくなる傾向がみられる。また硫黄含有量の少ない快削鋼 1117 の切削では初期摩耗も少なく、その摩耗進行が緩かなのがわかる。一方

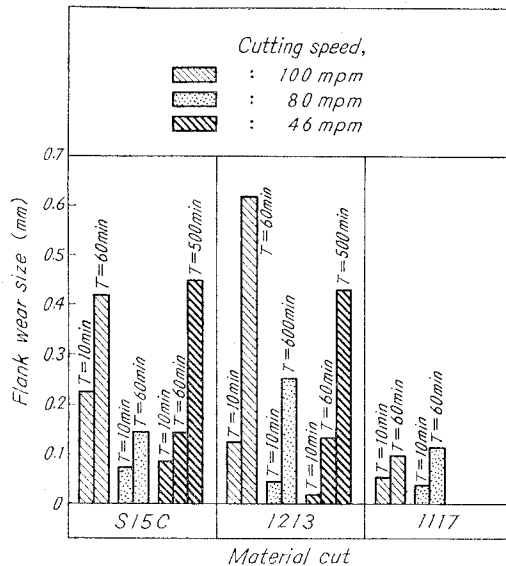


Fig. 6. Relation between flank wear size (cutting time, $T=\text{const.}$) and material cut. Cutting conditions are the same as in Fig. 4.

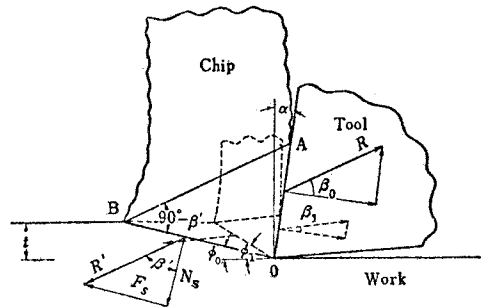


Fig. 5. Comparison of chip formation and cutting force diagram for free-machining and ordinary steels.

—: ordinary steel
 ...: free-machining steel.

$$OA = \frac{t \cdot \cos \beta'}{\sin (\phi + \beta' - \alpha) \sin \phi}$$

Fig. 7 は準 2 次元乾切削の場合の各送りに対する逃げ面摩耗経過であるが、ほぼ 3 次元切削の場合と同様の傾向を示している。しかし低送りの $f = 0.075 \text{ mmpr}$ の場合は他と異なり快削鋼 1213 の摩耗経過は 1117 鋼のそれに似ている。これは切削速度が 160 mpm であり他と比較し高く、この切削速度では構成刃先の発生は 1213 鋼においても認められず、したがってこの脱落片による逃げ面摩耗が生じないことに原因していると考えられる。

Fig. 8 は 3 次元切削における工具すくい面摩耗状態を示したものである。同図より硫黄含有量の多い 1213 鋼および 1117 鋼のすくい面摩耗痕の幅は狭く、最深部の位置が刃先に接近して生ずるのが明白である。また各鋼

種に対するすくい面摩耗痕最大深さと切削時間の変化は Fig. 9 のようになり、ある摩耗深さに達すると急激に摩耗が進行し工具寿命に至る傾向を示している。普通鋼 S 15 C 切削の場合には、最大深さ 0.3~0.4 mm に達したとき工具が破壊し切削不能となる傾向がみられるが、快削鋼 1213 では低切削速度になるに従い摩耗痕深さが深くなる。また 1117 鋼の摩耗進行は著しく遅く、逃げ面摩耗と同様すくい面摩耗に関しても良好な鋼種であると考えられる。これは切屑の排出状態に基因している。

これらの摩耗形状の相違は摩擦熱源の刃先集中度の差異によるものであり、本研究で使用した高速度鋼工具のような熱敏度の高い種類の工具では特にその効果に著しく影響される。硫黄快削鋼切削の場合は工具一切屑接触長さが図でみられるように縮小されるので、その熱集中度が大となり切刃の強度は低下する。さらにすくい面摩耗痕の発達とともに

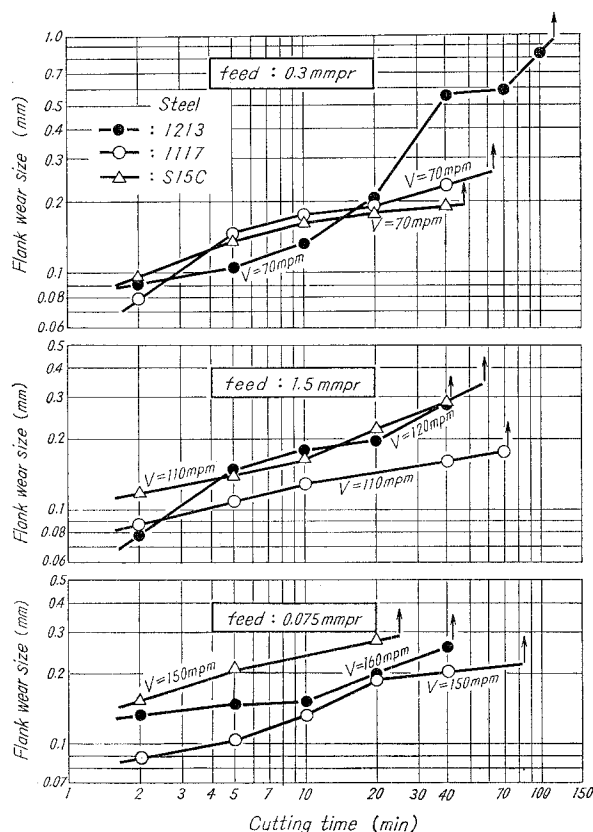


Fig. 7. Variation of wear land with cutting time for steels of different sulfur content. Cutting conditions are the same as in Fig. 2.

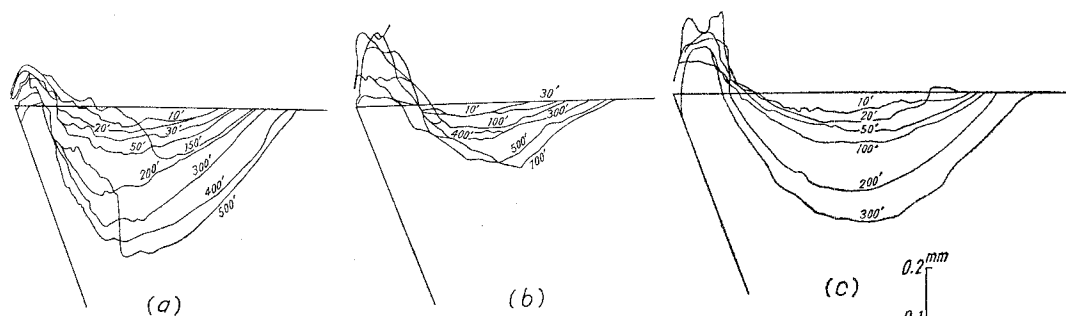


Fig. 8. Representative crater traces for tools used Fig. 1
 (a) Cutting 1213 steel at 80 mpm., (b) Cutting steel at 80 mpm.,
 (c) Cutting S 15 C steel at 80 mpm.,
 The numbers show the cutting time (min).

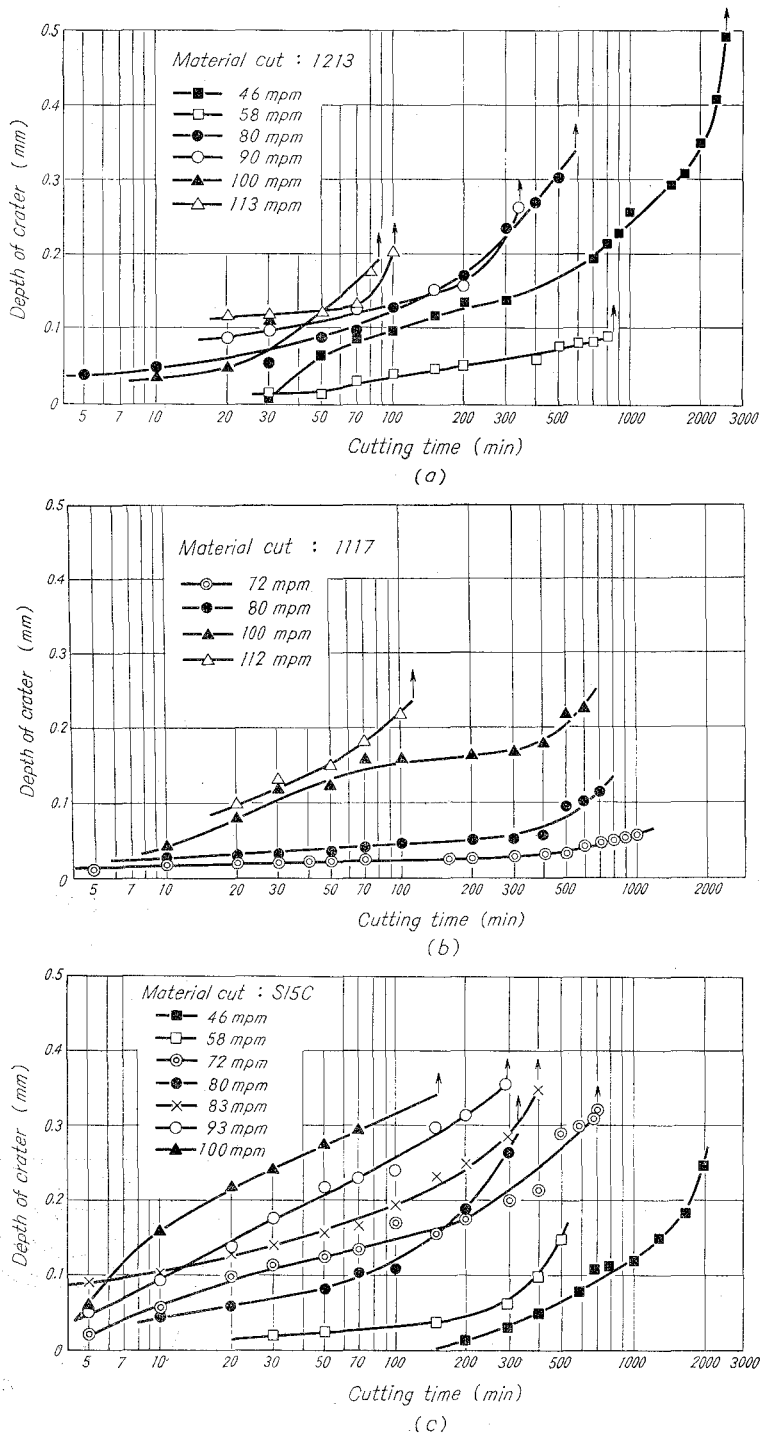
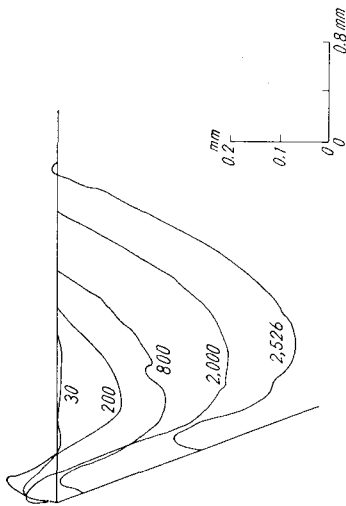
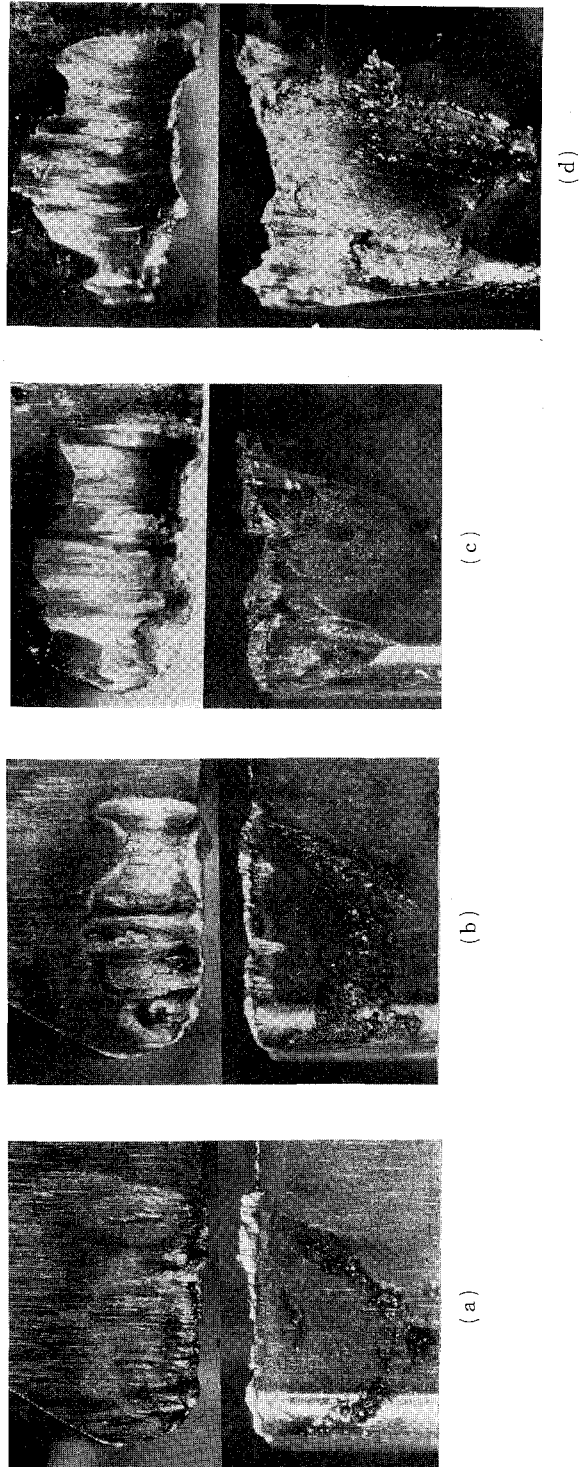


Fig. 9. Variation of depth of crater with cutting time for steels of different sulfur content. Cutting conditions are the same as in Fig. 1.



Crater traces of tools.
The numbers show the cutting time (min).

Photo. 1. Photographs of flank and crater wears for tool cutting sulfurized steels (1213). And its crater traces. Cutting conditions are the same as in Fig. 1, except cutting speed is 46 mpm. Cutting time: (a) 30 min, (b) 200 min, (c) 1,700 min, (d) 2,500 min.



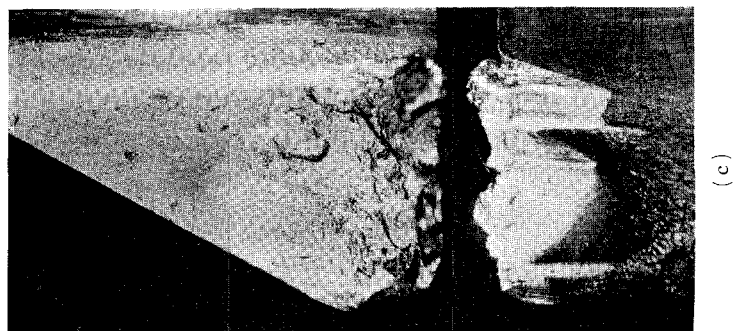
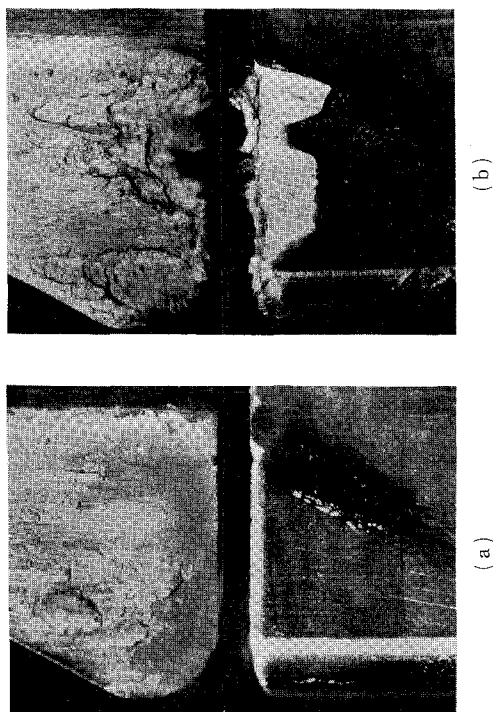
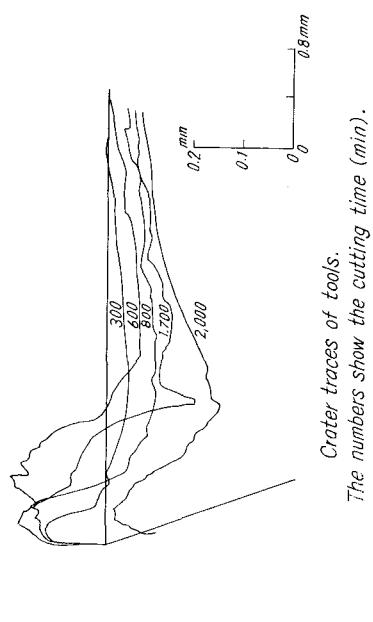


Photo. 2. Photographs of flank and crater wears for tool cutting plain carbon steels (S15C). And its crater traces.
Cutting conditions are the same as in Fig. 1. except cutting speed is 46 mpm. Cutting time : (a) 30 min (b) 200 min (c) 800 min (d) 2,000 min.

工具切刃堤防幅の縮小を招き、その機械的強度もまた低下し結局摩耗痕の形状を考えた場合、硫黄快削鋼の場合は不利益となる。したがって、前述した逃げ面の初期摩耗が小さいにもかかわらず摩耗進行速度が大きい現象も上述の摩耗痕形状の相違から説明できると考えられる。

Photo. 1 および Photo. 2 は快削鋼 1213 および普通鋼 S 15 C をそれぞれ切削速度 46 mpm で 3 次元切削したときの工具摩耗状態およびそのときのすくい面摩耗痕のトレースを示したものである。切削初期 (切削時間 30 分) の写真 (a) を比較してみると 1213 鋼切削の場合、逃げ面摩耗の発達は少ないが、S 15 C では多少発達している。切削時間の経過とともに、すくい面摩耗が両鋼種とも進行していくが、1213 鋼では摩耗痕最深部が切刃に接近して生ずるため切刃堤防幅の急激な縮小を生じ、強度の低下および熱集中を受けやすい工具形状となってゆきチップングを 200 分切削 (b) で生じている。S 15 C の場合は境界摩耗の発達およびノーズ部 (前切刃側の摩耗が著しくなってくる。Photo. 1 (c) は切削時間 1,700 分の状態であるが、先にチップン

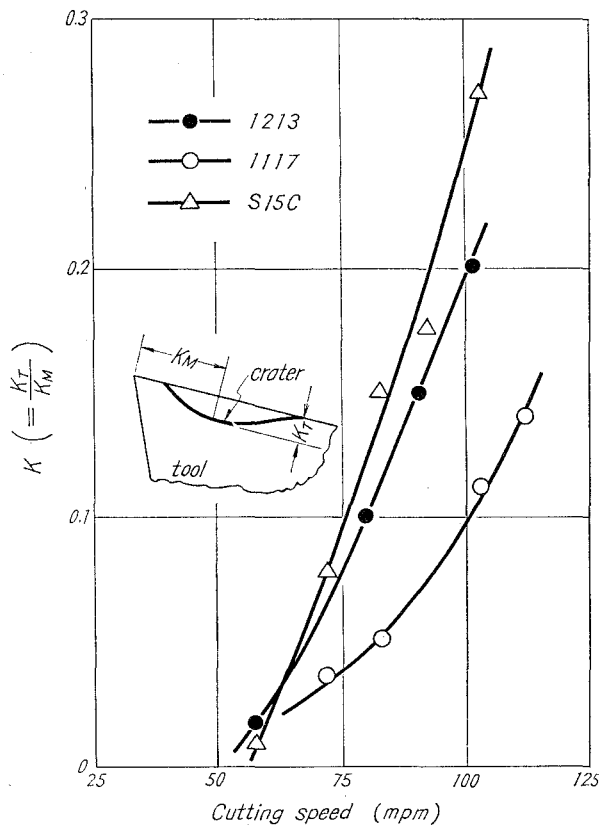


Fig. 10. Relation between $K (=K_T/K_M)$ and cutting speed. Cutting conditions: Tool, SKH-4 H.S.S. (-5, 15, 5, 5, 60, 30, 0.8); Depth of cut, 2.0 mm; Feed, 0.25 mmpr; Cutting fluid, spindol oil 60; Cutting time, 50min.

グを生じた部分から摩耗は徐々に拡大してゆき (d) で完全に工具は切削不能となる。このチップングの原因は硫黄快削鋼中に含有している快削添加物 MnS の硬い粒子によると考えられる。一方 S15C の場合はノーズ部が著しく摩耗し工具形状は変化してしまう。しかしすくい面摩耗痕トレースで見る如く切刃堤防は未だ健全のようで境界摩耗が非常に大きいにもかかわらず (d) の切削時間 3,000 分においても切削可能である。このように工具寿命におよぼす工具摩耗の影響は、すくい面摩耗状態に大きく原因していると考えられる。Fig. 10 は切削時間 50 分のときの切削速度とクレータ比 $K(=K_T/K_M)$ の関係であり、Fig. 1 に示した工具寿命曲線と相関関係がみられる。従ってクレータ比の大小により工具寿命のある程度の判断は可能であると考えられる。

2. 仕上面粗さ

Fig. 11 は、切削初期の仕上面あらさ (長手方向) と切削速度の関係を示したものである。低切削速度では添加硫黄含有量の最も多い 1213 鋼が良好で、普通鋼が最も悪い仕上面となる。また高切削速度域ではこの関係は逆となり普通鋼が良好な仕上面を示すようになる。これらは一般に報告されている⁵⁾ 如く硫黄添加による構成刃先の成長度合あるいは消失と切削速度の関係に基因しているものと考えられる。即ち仕上面あらさ経過の最大値を示す切削速度は S15C で 20 mpm, 1117 で 30 mpm および 1213 で 50 mpm であり硫黄含有量の多い材料ほど高速まで構成刃先は消失しないことを示している。従って仕上面あらさからみたとき快削鋼は低切削速度で使用するにより、その真価を発揮するといえる。

Fig. 12 は、切削時間に対する仕上面あらさの変化を示したものである。ここで仕上面あらさは各鋼種とも切削時間の経過に伴い徐々にあらくなっていくが、工具寿命直前で一旦良好となり再び急激に悪化し工具寿命に到る傾向を示している。これは Fig. 13 に示した切削模型

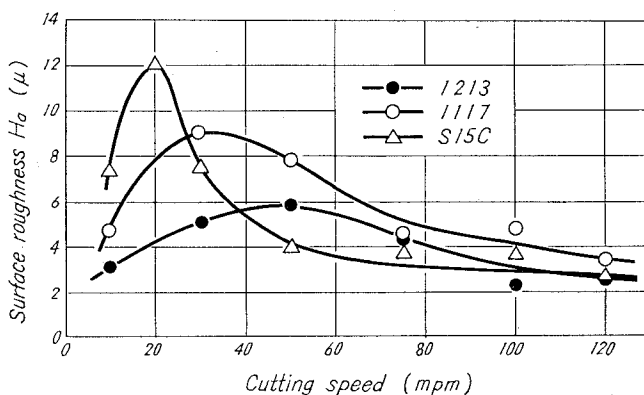


Fig. 11. Variation of arithmetic average surface roughness (H_a) with cutting speed. Cutting conditions: Tool, SKH-4 H.S.S. (-5, 15, 5, 5, 60, 30, 0.8); Depth of cut, 2.0 mm; Feed, 0.25 mmpr.; Cutting fluid, spindol oil 60;

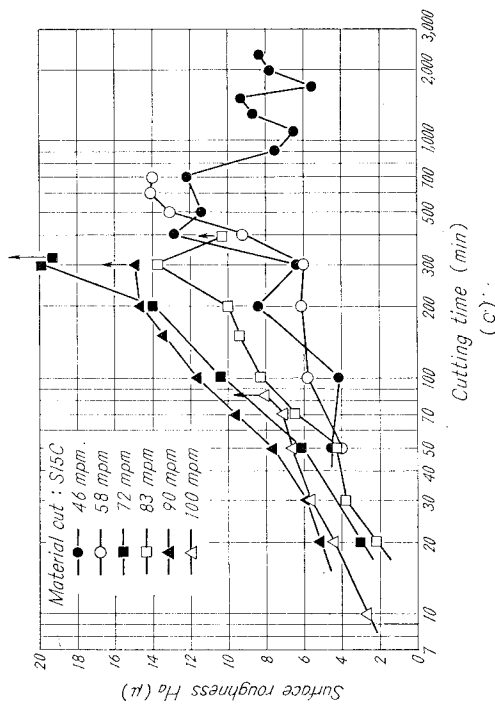
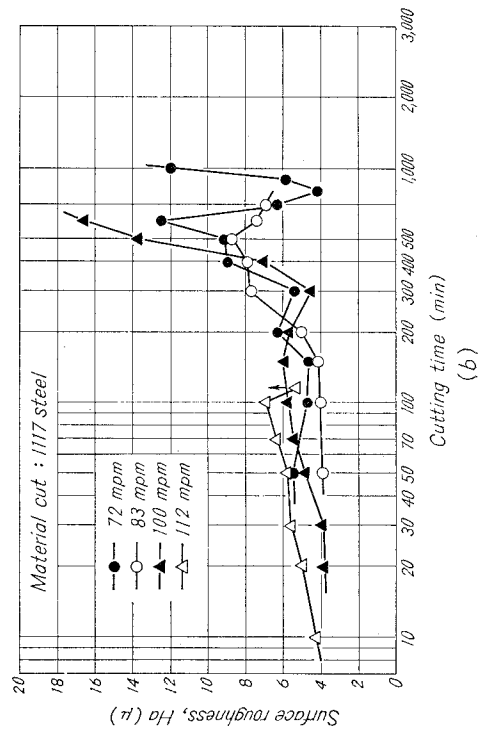
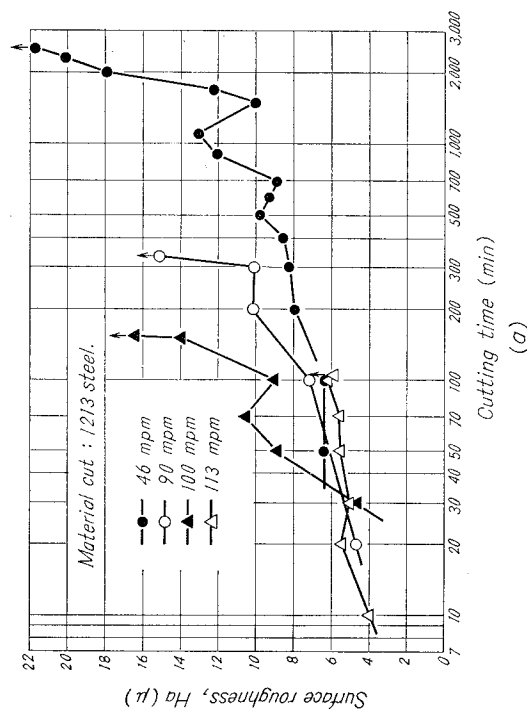


Fig. 12. Variation of arithmetic average surface roughness (H_a) with cutting time Cutting conditions are the same as in Fig. 1.



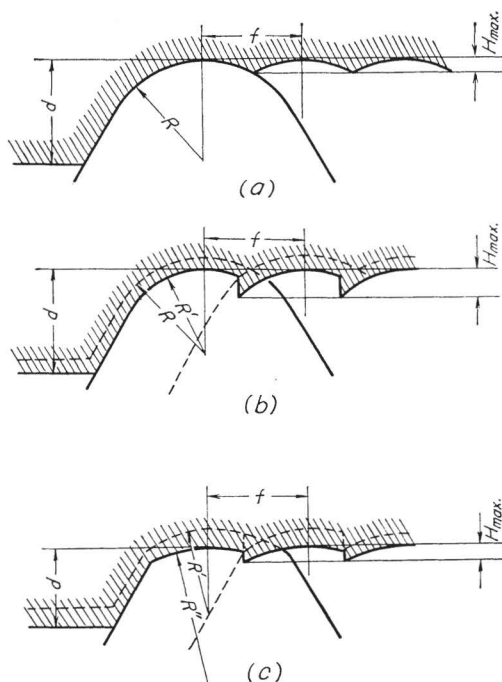


Fig. 13. Schematic diagram of tool-wear and surface roughness.

図から容易に説明できる。即ち図中 (a) は工具が未だ摩耗していない状態であり、ノーズ半径と送り量の関係であらさは一律に決まる。切削時間の経過に伴い工具は (b) のように前切刃稜が損傷してくるので仕上面あらさは悪化することになる。本研究の如き熱敏度の高いしかも切刃角が 60 度という鋭角の高速鋼工具の場合は特に熱集中を受けやすくこの現象が顕著に表われるものと考えられる。(c) は工具寿命直前で一旦仕上面あらさが良くなる部分の模型図であるが、この場合 Photo. 1 に示した如くノーズ部が、異常に摩耗し有効半径を増大するため仕上面は改善される。さらに切削を続けると逃げ面摩耗が急激に発達し、それにともない仕上面はあらくなり工具の完全破壊に到る。実際の切削では、構成刃先の生成・脱落・工具のチップングなど仕上面あらさにおよぼす因子は非常に多いと思われる。

IV. 結 言

以上硫黄快削鋼 1213, 1117 および機械構造用低炭素鋼 S 15 C を高速鋼工具を用いて旋削し工具寿命および仕上面あらさの観点から被削性を検討しつぎの結果を得た。

(1) 工具寿命の点からみると、比較的高切削速度域においては硫黄快削鋼 1117 および 1213 が良好であり、普通鋼 S 15 C の場合はかなり短寿命となる。しかし低切削速度域における 1213 鋼の工具寿命は S 15 C のそれより悪くなる。特に 3 次元切削の場合はこの傾向が顕著に現われる。

(2) 硫黄快削鋼 1213 の逃げ面摩耗は普通鋼 S 15 C に比較し切削初期において少ないが長時間の切削では逆に著しく増大する。これはすくい面摩耗痕が 1213 鋼の場合により切刃に接近して生ずる結果、工具切刃部への熱集中を受けるためである。一方 1117 鋼では全般的に著しく摩耗量が少ない。これは切くずの排出状態が良好なためである。

(3) クレータ比 ($K=K_T/K_M$) の比較によって工具寿命の判定がある程度可能である。

(4) 低切削速度域で 1213 鋼が、高切削速度域では S 15 C がもっとも良好な切削仕上面を得ることができる。また切削仕上面は切削時間の経過にともない、いずれの鋼種においても徐々にあらくなっていくが工具寿命点直前で一担良好な仕上面となる。これは工具の摩耗状態から容易に説明できる。

終りに、本研究で使用した各種鋼材および工具などの提供ならびに材料の分析などの御便宜をいただいた富士製鉄株式会社室蘭製作所に厚くお礼申し上げます。

また卒業研究として実験を担当された池田義明・美馬裕・斎藤啓司・倉本靖三の諸君に感謝の意を表します。

(昭和 44 年 4 月 30 日受理)

文 献

- 1) Lawrence H. Van Vlack: Trans. A.S.M., **45** (1953), 741.
- 2) M. C. Shaw, N. H. Cook, P. A. Smith: Trans. ASME (1961), 163.
- 3) 山本俊二・藤田 達・山口喜弘: 神戸製鋼技報, **17**, 3 (1967), 185.
- 4) P. Payson: The Metallurgy of tool steels, Crucible Steel Company of America (1962).
- 5) 白井英二: 機械試験所報告, **43** (1961).

カルシウム脱酸鋼の被削性に関する研究*

菊地 千之・田中 雄一

Study on Machinability of Calcium-Silicon Deoxidized Steel

Kazuyuki Kikuchi and Yuichi Tanaka

Abstract

This paper comprises a study of each machinability for calcium-silicon deoxidized, normal carbon (ferro-silicon and aluminium deoxidized), and sulfurized steels have been carried out.

The following conclusions are obtained: When machining calcium-silicon deoxidized or sulfurized (calcium-silicon deoxidized) steel by using carbide tools, the oxides and sulfides form films on the tool-surface. It is considered that the film is effective for protection of tool wear. By using high speed steel tool, no significance among these steels is detected in formation of the surface film. However, the calcium-silicon deoxidized steel is evidently superior to the normal, or sulfurized steel as far as tool life for both crater and flank wear is concerned at low cutting speed.

I. 緒 言

最近 König らによって開発されたカルシウム脱酸鋼は新しい快削鋼として注目されそれに関する研究が発表されている^{1)~3)}。また総合的な切削試験が行なわれ、製鋼時の脱酸生成物が工具面に付着し工具寿命に大きな影響を与えることが明らかとなりつつある^{4)~6)}。

これらの研究は主に機械構造用炭素鋼 S 45 C 相当の被削材についてであり、しかも工具材種も超硬合金に関するものが大部分を占めている。

したがって本研究では比較的炭素含有量の少ない機械構造用炭素鋼 S 20 C 相当の普通転炉鋼 (Fe-Si および Al 脱酸鋼)、Ca-Si 脱酸鋼およびこれらに硫黄を添加した硫黄快削鋼をそれぞれ切削し、超硬工具の摩耗状態の比較および工具付着物の挙動を調べた。さらにこれら被削材の高速度鋼工具への適応性についても検討した。

II. 実 験 方 法

1. 被 削 材

使用した被削材は Fe-Si および Al で脱酸調整した機械構造用炭素鋼 (S-1)、Ca-Si 脱酸鋼 (C-1) およびそれぞれに硫黄を添加した硫黄快削鋼 (S-2 および C-2) の 4 種類である。S-1

*

鋼は純酸素上吹き転炉で溶製した市販材である。C-1, C-2 および S-2 鋼はそれぞれ 300 kg 高周波炉 (塩基性) で大気溶解し, 鍛造比 10.4 で直径約 100 mm としたものである。これらはいずれも熱間圧延または熱間鍛造材であり加工後の熱処理は行っていない。これらの化学成分および機械的性質を **Table 1** に示した。

Table 1. Chemical compositions and mechanical properties of specimens used

Steel	Chemical compositions (% by weight)								Mechanical properties				
	C	Si	Mn	P	S	O	Al		Yld point (kg/mm ²)	Ultimate tensile Strength (kg/mm ²)	Elongation (%)	Reduction of area (%)	Hardness (H _{RB})
							Solu.	Insolu.					
S-1	0.22	0.24	0.47	0.016	0.010	0.0042	0.007	0.001	25	43	33	63	72
S-2	0.21	0.24	0.87	0.023	0.132	0.0060	0.022	0.007	23	47	31	55	68
C-1	0.21	0.26	0.43	0.022	0.026	0.0140	0.008	0.002	25	44	31	60	67
C-2	0.21	0.27	0.80	0.014	0.104	0.0121	0.005	0.001	26	46	35	58	70

2. 実験装置および方法

本実験に使用した旋盤は大隈鉄工所製 LS 高速旋盤で, コップの無段変速装置を備えており所要の切削速度を得ることができる。

工具は超硬 P-20 のスローアウェイチップ [-5, -5, 5, 5, 15, 15, 0.8] および高速度鋼 SKH-4 [0, 15, 7, 7, 15, 0, 0.5] の 2 種類を使用した。

切削条件は切込み 1.5 mm, 送り 0.3 mmpr の一定とし切削速度を超硬工具では 200 mpm とし, それぞれの被削材を切削したときに生ずる工具面の付着物が工具の摩耗にどのように作用するかを調べ, 高速度鋼工具では 1~60 mpm の範囲で変化させ切削速度に対する工具摩耗量の変化を調べた。

切削終了後工具摩耗部を光学顕微鏡で主として観察したが, 一部 X 線マイクロアナライザを使用して超硬工具のすくい面上に付着した元素の濃度分布を調べた。また高速度鋼工具使用の場合の切削状態を調べるため, 工具急停止装置を用いて partially formed chip を作り観察した。

III. 実験結果

1. 超硬工具による実験

被削材 S-1, C-1 および C-2 鋼をそれぞれ切削速度 200 mpm で 3 次元長手乾旋削したときの工具逃げ面摩耗 (平均幅) 経過およびすくい面摩耗痕トレースを **Fig. 1** および **Fig. 2** にそれぞれ示した。また **Photo. 1** にはこのときの工具摩耗状態を示した。これらの図および写真より直ちに工具摩耗状態の相違は明瞭である。すなわち **Fig. 1** の逃げ面摩耗曲線では普通

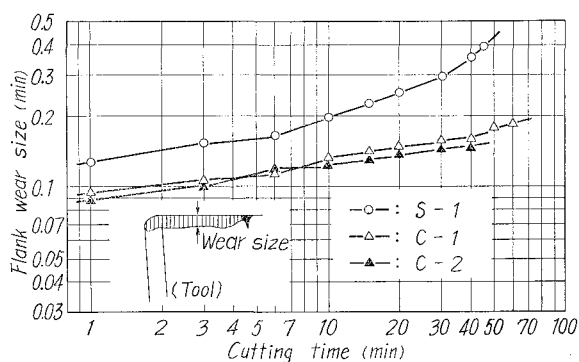


Fig. 1. Variation of wear land (average width) with cutting time for carbide tool. Cutting conditions: depth of cut, 1.5 mm; feed, 0.3 mmpr; cutting fluid, dry.

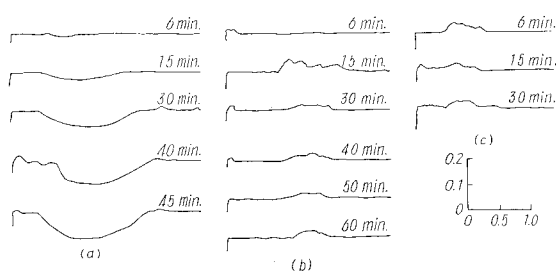


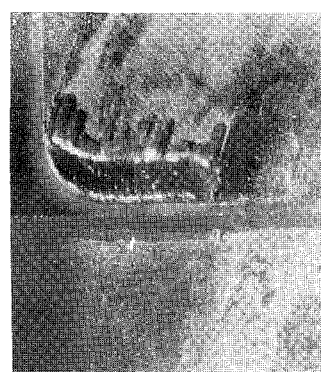
Fig. 2. Crater traces for carbide tools cutting (a) normal carbon, (b) calcium-silicon deoxidized and (c) sulfurized (calcium-silicon deoxidized) steels. Cutting conditions are the same as in Fig. 1.



(a)



(b)



(c)

Photo. 1. Photographs of flank and crater wears for carbide tool cutting (a) normal carbon, (b) calcium-silicon deoxidized and (c) sulfurized (calcium-silicon deoxidized) steels. Cutting conditions are the same as in Fig. 1 except cutting time are (a) 45 min, (b) 60 min and (c) 30 min.

鋼 S-1 の摩耗幅がカルシウム脱酸鋼のそれに比べ2~3倍となり、しかもその曲線の傾きも S-1 鋼では急激になっている。また逃げ面に生ずる境界摩耗幅の差異も Photo. 1 のように顕著であり S-1 鋼では著しく発達しているが、C-1 および C-2 鋼では僅かである。さらにすくい面摩耗についてみると、S-1 鋼では従来の多くの研究結果にみられるようにすくい面摩耗の発達は著しく (Fig. 2 (a)) 特に前切刃側すくい面堤防部の崩壊が生じている (Photo. 1)。しかしカルシウム脱酸鋼 C-1, C-2 では Fig. 2 (b), (c) および Photo 1. (b), (c) から明らかなように特異な摩耗経過を示している。すなわち工具すくい面上に付着物が存在し摩耗がほとんど進行して



Position of line analysis

Carbide tool cutting calcium de-oxidized steel.

Cutting conditions are the same as in Fig. 1. except cutting time is 5 min.

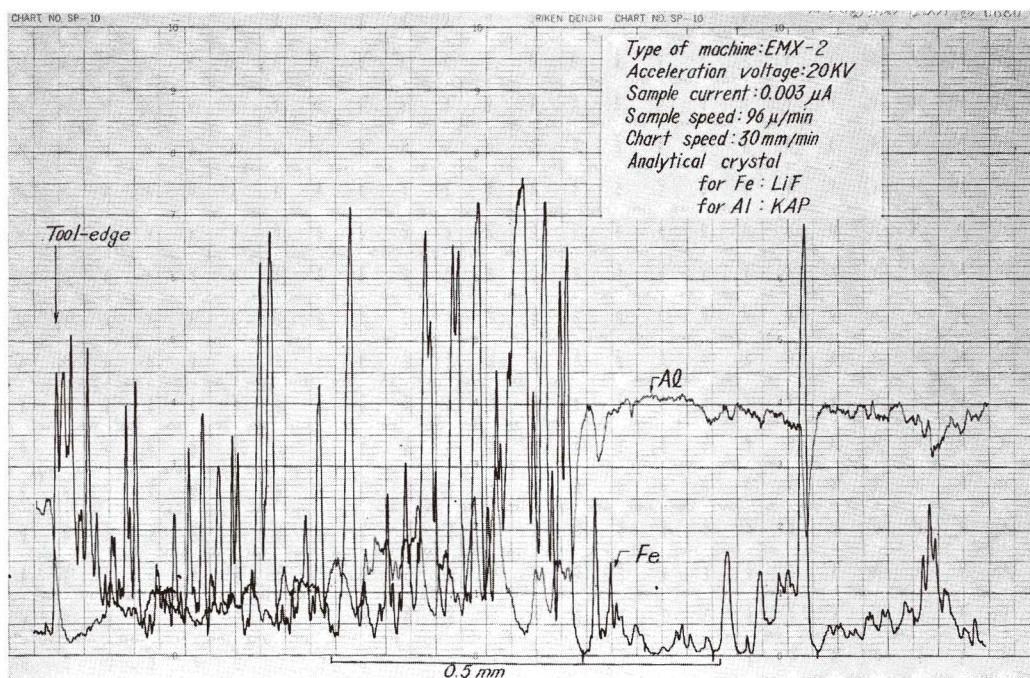


Fig. 3. Concentration curves for Aluminium and Iron by sweeping the electron beam across the tool face.

いないことである。この付着物着物は切くず離脱点側に多く存在しており、硫黄添加した C-2 鋼において特に厚く付着している。これら工具すくい面上の付着物の存在により摩耗が抑制されるゆえ S-1 鋼に比べ工具摩耗量が少なく長寿命となると考えられる。一方工具すくい面切くず接触長さは Fig. 2 から明らかなようにカルシウム脱酸鋼の方が短かく、特に硫黄添加鋼で著しい。

以上のようにカルシウム脱酸鋼の超硬工具による切削において工具すくい面上に生ずる付着物の生成が工具摩耗を抑制することは明らかである。そこでこの付着物の組成を明らかにするため X 線マイクロアナライザにより検討した。Fig. 3 はカルシウム脱酸鋼 C-1 を切削速度 200 mpm で 5 分間切削したときの工具すくい面上付着物中のアルミニウムと鉄の線分析結果である。これによれば Photo 1.(b) あるいは Fig. 2(b) で認められたように付着物に相当する部分には多くのアルミニウムが検出され工具および被削材成分のそれより高濃度となり、逆に鉄の濃度は低くなっている。このようなカルシウム脱酸鋼を切削したときに生ずるすくい面上の被膜は H. Opitz らの研究結果によると酸化物 (CaO , Al_2O_3 , SiO_2) および硫化物 (MnS) などから主に構成されていると考えられ本研究結果と一致している。したがって工具すくい面上でこの付着物が一種の耐摩耗性被膜の役割をしているのは明白である。また切刃側には工具写真においては明瞭ではないが薄く被膜が付着していると解釈され、これもまた有効に工具摩耗を防止していると考えられる。

現在まで鉄とアルミニウムの分析しか行っていないが、今後 Ca, Si, Mn および S などの定量分析を行なうことにより、生成層の構成成分の解明と工具摩耗防止効果の機構を調べなければならない。

Fig. 4. は準 2 次元切削 (横すくい角: -5°) した場合の切削速度変化に対するせん断角の変化を示した。ただちに明らかなようにカルシウム脱酸鋼のせん断角は大きく、特に硫黄添加鋼材 C-2 においては普通鋼 S-1 材に比較し、かなり大きくなっている。したがってカルシウム脱酸による効果および硫黄添加による効果が有効に作用して、被削性の向上に寄与していることが明らかである。

2. 高速度鋼工具による実験

Fig. 5 は高速度鋼工具で S-1, S-2, C-1 および C-2 鋼をそれぞれ 60 分間切削したときの切削速度に対する逃げ面摩耗幅およびクレータ比の変化を示したものである。同図より逃げ

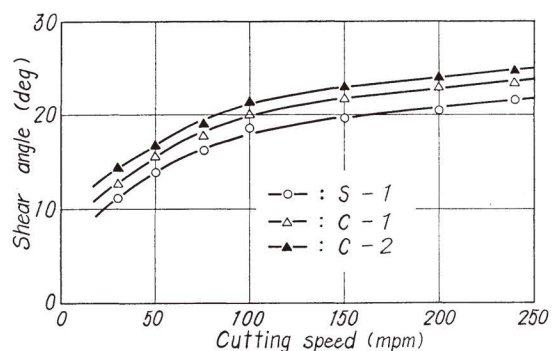


Fig. 4. Variation of shear angle with cutting speed.

面摩耗曲線はいずれの鋼種の場合においても極大極小値をもつ特徴ある変化を示し、クレータ比は切削速度 20 mpm 付近から急激に上昇しているのがわかる。これらの変化は **Photo. 2** の切くず裏面あるいは工具急停止装置による *patially formed chip* の観察から説明できる。すなわち **Fig. 5** で切削速度 3~4 mpm まではせん断形の切くずとなっており、直接工具面を切くずおよび仕上げ面が擦過するので逃げ面摩耗およびすくい面摩耗の切削速度に対する増加がみられる。この第1極大点を過ぎた切削速度から構成刃先の生成領域となりまた切くずは流れ形

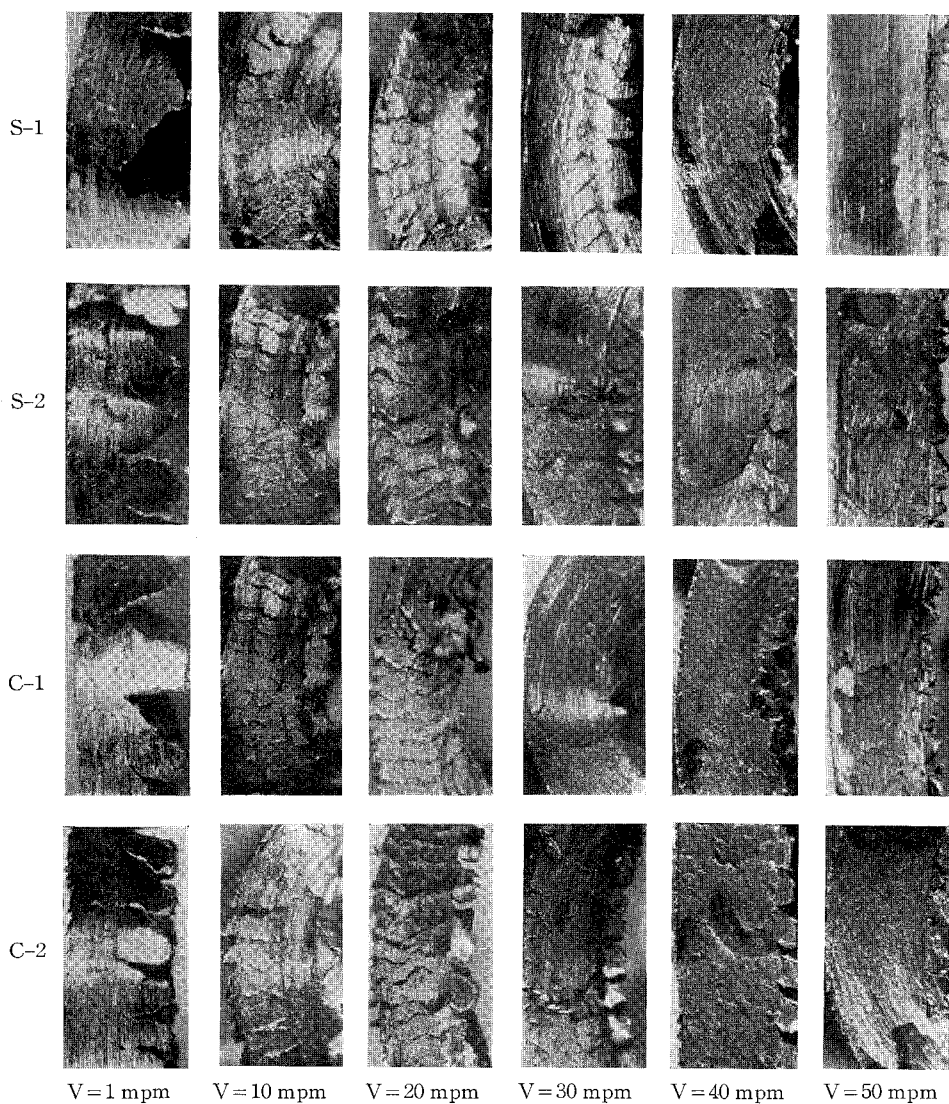


Photo. 2. Photographs of back surface of chips produced for S-1, S-2, C-1 and C-2 steels. Cutting conditions are same as in Fig. 5.

に変化する。このため工具すくい面は構成刃先に保護されクレータ比は減少する。逃げ面は構成刃先の発達によって切削仕上面から離れるようになり摩耗幅は急激に減少する。この場合構成刃先の脱落は Fig. 6 に模式的に示したようにノーズ部が部分分裂するのみで大部分の構成刃先は、すくい面に強固に付着した状態を保っていると考えられる。切削速度の上昇にともない構成刃先はノーズの部分分裂と全体的脱落を伴うようになる (Photo. 2 $V=30$ mpm 参照)。したがって切削速度 20 mpm 付近からの逃げ面摩耗の増大およびクレータ比の急激な上昇はこの構成刃先の全体的な脱落によるブローイング作用の影響を大きく受けるためである。第2極大点以上の切削速度では構成刃先が減少し始め、その生成・脱落の結果生ずる工具摩耗は軽減してゆき逃げ面摩耗幅は再び減少してゆく。しかしすくい面摩耗は切削速度の上昇に伴う切削温度の上昇のため急激に発達するようになる。普通鋼 S-1 の切削では 50 mpm 付近から逃げ面摩耗幅が再び増大する傾向がみられるが、これはこの切削速度ですでに構成刃先は消滅していて切削速度の効果のみが作用するためである。

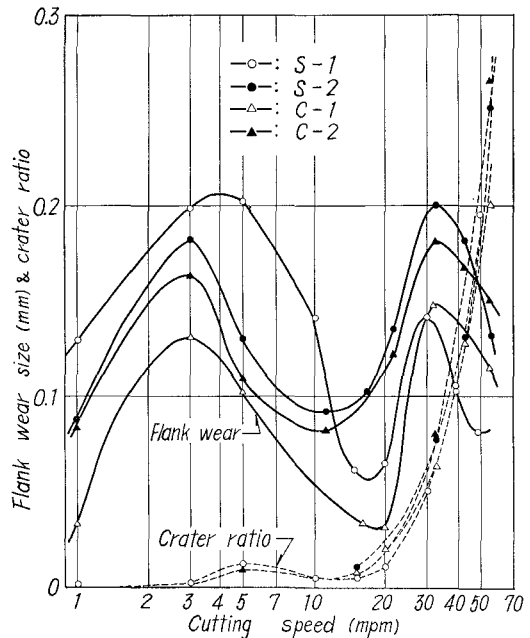


Fig. 5. Variation of flank wear size and crater ratio with cutting speed. Cutting condition: tool SKH-4 (0, 15, 7, 7, 15, 0, 0.5); depth of cut, 1.5 mm; feed, 0.3 mmpr; cutting time, 60 min; cutting fluid, dry.

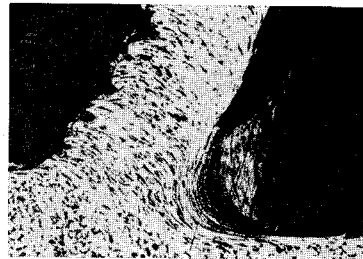
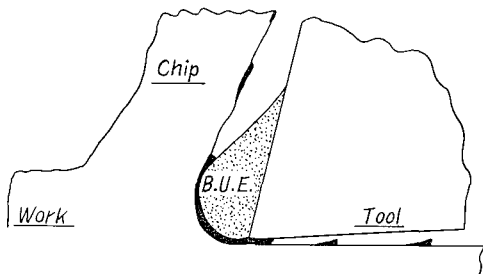


Fig. 6. Schematic diagram and photomicrograph of tool-work-piece section from cuts using H.S.S. tool. Cutting conditions are same as in Fig. 5 except cutting speed is 20 mpm and material cut is C-1 steel.

以上のような逃げ面摩耗曲線と構成刃先の生成・脱落状態の関係をまとめたのが **Fig. 7** である。ここで切削状態を示す図はある任意の瞬間 ($T = T_0$) の状態および微小時間経過 ($T = T_0 + \Delta T$ あるいは $T = T_0 + \Delta T'$) の状態を示した。

Fig. 5 において切削速度 30 mpm 付近までの構成刃先増加域では S-1 鋼切削の場合 C-1 鋼のそれに比較し著しく大きな逃げ面摩耗幅となっている。これは **Fig. 8** に示した切削模型図 (工具急停止装置により採取) の比較からも明らかのように、カルシウム脱酸鋼 C-1 材切削の場合構成刃先がより大きくしかも工具逃げ面をおおうように成長し、いわゆる Over cut の状態となり工具切刃部は切削仕上面から離れる傾向が強いため逃げ面摩耗は小さいと考えられ

る。一方硫黄の添加によって脱酸法の相違による摩耗の差異は相殺され S-2、および C-2 鋼はほぼ同様な摩耗曲線となっている。しかも硫黄快削鋼に特有な摩耗曲線の第 1 極小点が低速側に移行する傾向を示し、かつその値もかなり大きくなっている。これは鋼中に含まれる MnS の脆化作用により構成刃先が大きく成長できないためとその全体的脱落が生ずる結果である。

一方切削速度 30 mpm 以上の構成刃先減少域では、低速域でもっとも逃げ面摩耗幅の大きかった S-1 鋼がもっとも小さくなっており、カルシウム脱酸鋼の C-1、硫黄快削鋼 S-2 および C-2 鋼の順序で逃げ面摩耗幅は大きくなっている。この切削速度域では前述のように構成刃先成長度合の減少、それに伴う脱落頻度の減少およびすくい面摩耗状態が著しい影響を及ぼしていると考えられる。**Fig. 9** は各鋼材を切削速度 50 mpm で 60 分間切削したときのすくい面摩耗痕の比較である。明らかなように S-1 および C-1 鋼の場合は摩耗痕深さは大きいが摩耗痕最深部が切刃から離れた位置に生じている。それに反し硫黄快削鋼の S-2 および C-2 の摩耗深さは小さいがその最深部は切刃により接近して生ずる。摩耗痕最深部が切刃に接近して生ずることは切刃への熱集中を意味する。実験で使用した高速度鋼工具では熱間強度が超硬合金などに比較し著しく低いので、この集中度に工具摩耗は依存することになる。

さらに **Photo. 3** の切削速度 50 mpm の場合の切削状態を示した partially formed chip から S-1 鋼切削の場合はすでに構成刃先がほとんど消失しているが他の場合は未だ残存しているの

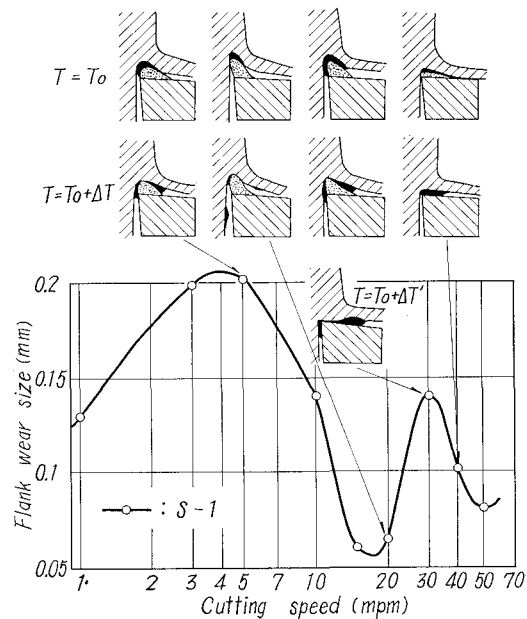
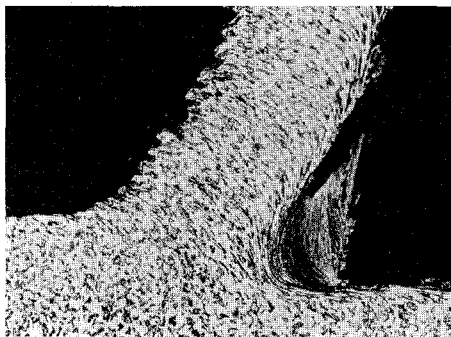
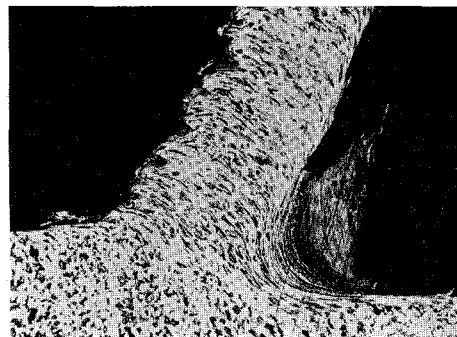


Fig. 7. Variation of built-up nose form and flank wear with cutting speed by using H.S.S. tools. Cutting conditions are the same as in Fig. 5.

が明らかである。このことは Photo. 2 の切くず裏面の観察においても確認される。この構成刃先は低切削速度域のそれとは異なり不安定でありしかも大きく成長できない。このような構成刃先は脱落の際工具をブローイングするのみである。したがってもっとも早く消失してしまう S-1 鋼ではその逃げ面摩耗幅も急激に減少することになる。しかし硫黄快削鋼では高速度域まで構成刃先が残るため摩耗幅減少の傾きは緩やかとなると考えられる。



(a) S-1



(b) C-1

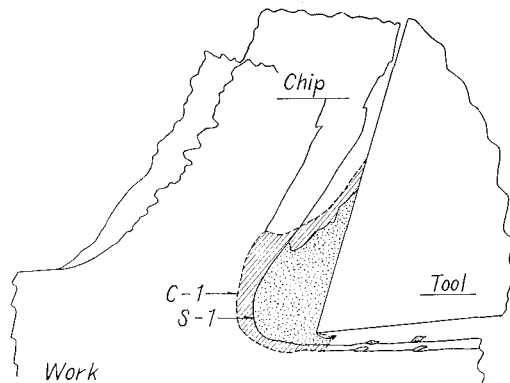
S-1 ($V=20$ mpm)

Fig. 8. Schematic diagram of built-up nose cutting normal carbon and calcium dioxided steels. Cutting conditions are the same as in Fig. 5 except cutting speed is 20 mpm.

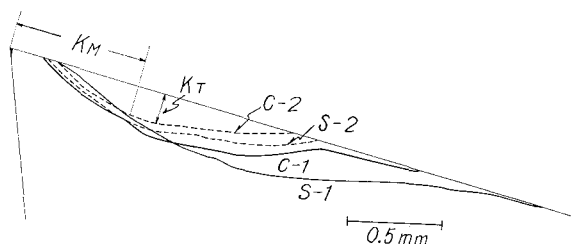


Fig. 9. Crater traces for H.S.S. tools. Cutting conditions are the same as in Fig. 5. except cutting speed is 50 mpm.

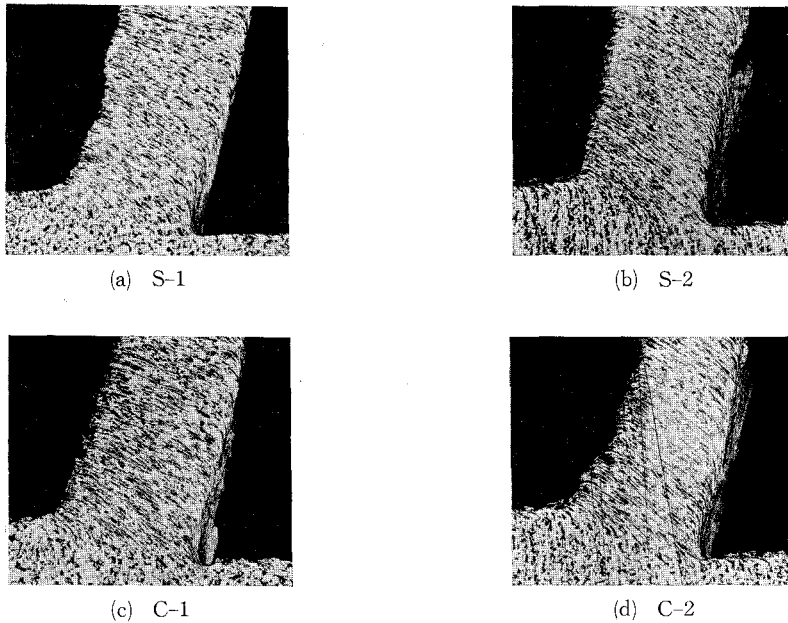


Photo. 3. Photomicrographs of tool-work-piece sections from cuts using H.S.S. tools. Cutting condition: depth of cut, 1.5 mm; feed, 0.3 mmpr; cutting speed, 50 mpm; cutting fluid, dry.

IV. 結 言

カルシウム脱酸鋼およびカルシウム脱酸硫黄快削鋼の被削性を検討するため普通鋼と比較しつつ工具摩耗の観点から試験した結果つぎのことが明らかになった。

(1) 超硬工具による結果

カルシウム脱酸鋼およびカルシウム脱酸硫黄快削鋼は普通鋼に比較し著しく工具摩耗を軽減する。これは両鋼種とも工具すくい面上に付着物層が生成され、工具すくい面の摩耗を抑制するように作用するためである。カルシウム脱酸鋼に硫黄を添加することにより特にせん断角を大きくし、いわゆる快削性を示すようになるが工具の摩耗程度はカルシウム脱酸鋼とほぼ同様である。

(2) 高速度鋼工具による結果

極低切削速度域においてはカルシウム脱酸鋼切削の場合の工具摩耗がもっとも少なくなる。これは構成刃先が安定にしかも大きく成長し切削仕上面と工具逃げ面が離れる結果である。しかし構成刃先減少域では逆に普通鋼がもっとも工具摩耗が減少する。この切削速度域では構成刃先が不安定となりこの脱落片が工具をブローイングするため、もっとも構成刃先が消失し易い普通鋼では工具逃げ面の摩耗が軽減されることになる。

硫黄の添加によって脱酸法の相違による工具摩耗の差異は相殺されカルシウム脱酸硫黄快削鋼、普通脱酸硫黄快削鋼ともほぼ同一の工具摩耗状態となる。また構成刃先が全体的に脱落する切削速度域ではカルシウム脱酸鋼および普通鋼に比較して摩耗幅が大きくなるが、これは鋼中に含まれる硫化物の摩擦作用によるためである。

終りに本研究で使用した各種鋼材の提供ならびに分析などの御便宜をいただいた富士製鉄株式会社室蘭製鉄所に厚くお礼申し上げます。また卒業研究として実験を担当された杉野秀雄君ならびに高田重穂君に感謝の意を表します。

(昭和44年4月30日受理)

文 献

- 1) W. König: Indust. Anzeiger, **87**, 26 (1965), 413.
- 2) W. König: Indust. Anzeiger, **87**, 43 (1965), 845.
- 3) W. König: Indust. Anzeiger, **87**, 51 (1965), 1033.
- 4) H. Opitz, W. König: Archiv für das Eisenhüttenwesen, **33 J 12** (1962), 831.
- 5) H. Opitz, M. Gappish, W. König, R. Pape, A. Wicher: Archiv für das Eisenhüttenwesen, **33 J 12** (1962) 841.
- 6) 奥島啓次・星鉄太郎・鳴滝則彦: 精機学会誌, **34**, 7 (1968), 478.

水平円管群の熱伝達率 (第1報)

— ナフタリン昇華法による測定 —

岸 浪 紘 機

Heat Transfer for the Tube Bundles with the Flow Normal to the Tube Axis (1st Report)

— Measurement of Naphthalene's Diffusion —

Kōki Kishinami

Abstract

As mass and heat transfer are based on diffusion and heat conduction both by the gradient of mass concentration and by the temperature, the relation between mass and heat transfer is analogous.

It is very important to know the heat transfer on the complicated surface of machine, but it is not easy to investigate theoretically and experimentally.

The investigations of heat transfer from mass transfer datum which is obtained by mass transfer model are developed. Among these for example, there are ammonia's diffusion in the 1920's and Naphthalene's diffusion in the 1940's.

In this report, the heat convection for the tube bundles which are widely utilized in heat exchangers of many heat cycle machines, such as the evaporator and the condenser of boiler-turbine Units, are investigated by Naphthalene's diffusion's model.

The experiment is performed within Reynold's number from 500 to 10000 by the naphthalen's cylinder (in 15 mm diameter, 150 mm length), of which the arrangement is aligned or staggered in flow direction.

The ratio of Picht (S) for diameter (d) is $S/d=3.09$, $S/d=2.33$, $S/d=1.87$.

I. ま え が き

物質伝達と熱伝達とは濃度勾配および温度勾配による拡散と熱伝導に基づいた物質輸送および熱輸送である。物質伝達と熱伝達とはそれぞれ濃度および温度の一階の微分に伴う拡散および熱伝導に基づくことから適当な媒介変数を与えるならば相似則が成立する。伝熱面が複雑な配列下におかれた熱交換器で、その表面からの熱伝達率を知るのは重要なことであるが、これを理論的に、実験的に調べることは困難なことが多い。それゆえ複雑な熱実験を物質伝達実験に置換し、得られた実験結果から間接的に熱伝達率を測定する方法が発達し、1920~1930 年にかけて W. Lohrsh¹⁾, H. Thoma²⁾ らによりモデル表面に濃リン酸を浸した吸取り紙をつけて、それに NH_3 ガスを吸収させる方法で物質伝達実験を行ない円管群等の間接的な熱伝達

率を測定している。ナフタリンのような昇華する拡散性物質でモデルを作り気流にさす昇華法による熱伝達率を求める実験は1940年以降 C. C. Winding³⁾ などにより始められ、理論および緒実験例が福井⁴⁾ らにより述べられている。この方法により気流にさす実験前後のモデルの重量差ないしモデル表面形状の変形量からモデルの平均的な熱伝達率ないし局所的熱伝達率を知ることができる。

本報においては、ボイラーの中の蒸発管あるいはコンデンサー中の冷却管等に広く適用されている円管群の熱伝達率をナフタリン昇華実験によって間接的に測定したものである。

従来この種円管群の種々の配列に対する実験は、各段を一括し総括的に表わすことが多いので、本報では流れ方向に対する各段あたりの熱伝達率を求め図表化した。

II. 実験装置および方法

写真-1 は本実験装置を示す。上部より排気筒、風洞、サーミスタ風速計、傾斜式マンメータ等が置かれている。

図-1 は本実験装置概略であり、本装置は開放型吸込み式小型風洞と実験部に置くナフタリン棒保持箱 G および上述の計測装置とナフタリン製丸棒 (15 mm ϕ ×150 mm) よりなっている。



写真-1 実験装置

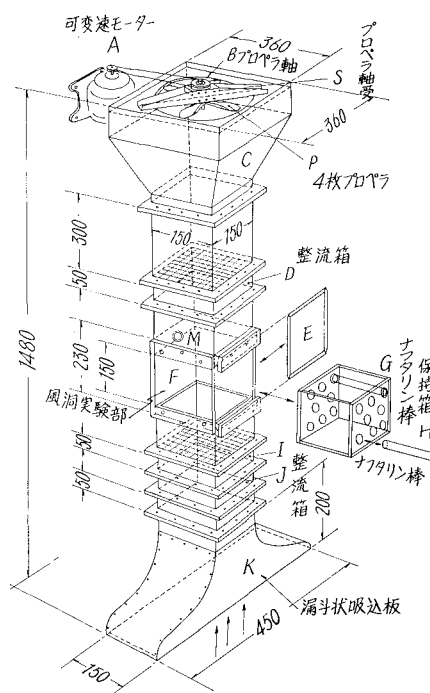


図-1 実験装置

風 洞 概 要

本風洞は解放型吸込み式である。空気はまず漏斗吸込板 K で一様な加速で吸込まれ、I, J

なるブリキ製蜂の巣式整流板 (10 mm×10 mm) を内装した整流箱を通過し、整流されて断面 (150 mm×150 mm) の透明アクリル製風洞実験部 F に入る。

そこで、前板 E を開いてナフタリン製丸棒 H を保持したナフタリン棒保持箱 G を実験部 F に置いて前板 E を閉じ、実験を行なう。その上部にサーミスタ風速計、温度計挿入口 M がありここで実験中の風速、温度を計測する。そして空気は整流箱 D に入り、プロペラ巻き込み流を防止されてベンチュリー部 C に入り動圧降下を起しプロペラの役目を増加させる。プロペラ P は径 (308 mm) の4枚羽根で、出力 40 watt の可変速モーター A (600~3000 rpm) により駆動されて 0.3~6 m/s の流速が得られる。

風洞実験部 F は透明アクリル板製で外部から見え、その詳細を写真-2 に示す。この実験部に挿入する保持箱 (3 列千鳥配列) の一例を写真-3 に示す。また千鳥、碁盤目型 5 列配列の保持箱とナフタリン棒装着状態を写真-4 に示す。

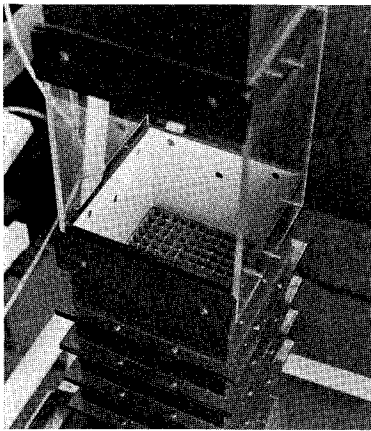


写真-2 風洞実験部

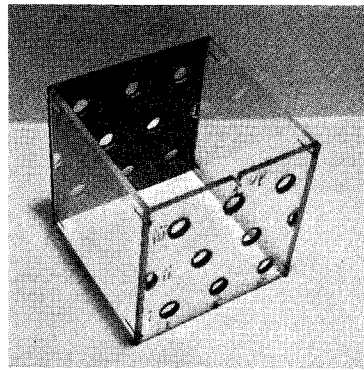


写真-3 保持箱

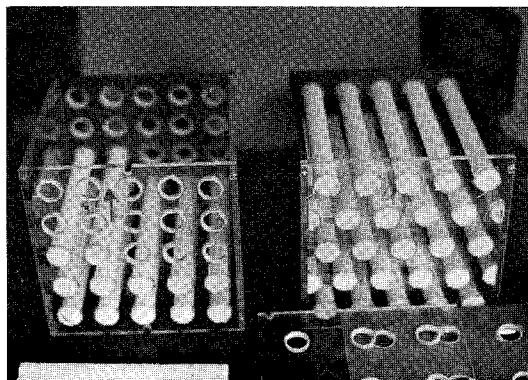


写真-4 ナフタリン棒の装着

ナフタリン棒の鑄造

使用ナフタリン棒の寸法は直径 15 mm, 長さ 150 mm である。鑄型は黄銅製として写真-5 に示すように一度に 4 本のモデルを製作できるようにし, 割れ型構造とした。ナフタリンの融点は 80.7°C で, ナフタリン粉末をビーカーに入れ, それを沸騰した湯の中で加熱して溶融した。溶融したナフタリン液をあらかじめ 50°C 前後にあたためた鑄型にそそいで鑄造した。ナフタリンの緒性質を表-1 に示す。

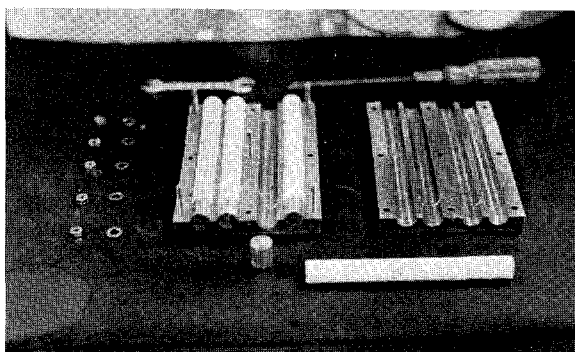


写真-5 ナフタリン棒鑄型

表-1 ナフタリン諸性質

化 学 式	C_8H_{10}
溶 融 点	80.7°C
沸 点	217.9°C
分 子 量	$128.16\text{ kg}\cdot\text{m}/\text{kmol}$
ガ ス 定 数	$6.615\text{ kg}\cdot\text{m}/\text{kg}\cdot^{\circ}\text{K}$
昇 華 の 潜 熱	$133\text{ kcal}/\text{kg}$
比 重 量	$1.145\text{ gr}/\text{cm}^3$

ナフタリン棒の配列

ナフタリン棒保持実験箱は 5 mm 厚アクリル板製で, 箱前後のアクリル板に棒配列に相当する直径 17.5 mm の穴をあけ, この板と側板をネジ止めして取りはずしを可能として他の異なる配列板と取り換え可能とした。穴の周囲は重量測定の際, ナフタリン棒出し入れにより

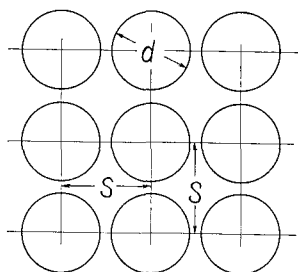


図-2 碁盤目配列

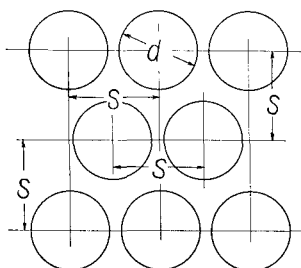


図-3 千鳥配列

損傷しないようにネルの布を貼った。熱伝達率は千鳥配列か碁盤目配列かにより異なるが, さらには棒径 d に対する円管群のピッチ間隔 S の比 S/d を一要因とした。円管群の横ピッチと縦ピッチを変えることは実験研究上必要なことであるが,

本報においては実験値の整理上両ピッチを等しくした。本実験においては 3, 4, 5 列の 3 段階に分けて碁盤目, 千鳥各配列の実験箱を作製した。3, 4, 5 各配列のピッチは各々 46.4 mm, 35 mm, 28 mm となり d は 15 mm であるから S/d 値は各々 3.09, 2.33, 1.87 となる。

III. ナフタリン昇華法による測定理論

使用記号の説明

m : 物質移動量	$\text{kg/m}^2\cdot\text{h}$	D : 拡散係数	m^2/h
α : 温度伝導率 $\alpha=\lambda/\rho\cdot C_P$	m^2/h	ρ : 密度	$\text{kg}\cdot\text{s}^2/\text{m}$
λ : 熱伝導率	$\text{kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$	C : ナフタリン濃度	kg/m^3
ν : 動粘性係数	m^2/s	u, v : x, y 方向速度	m/s
θ : 温度	$^\circ\text{C}$	h : 熱伝達率	$\text{kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$
h_D : 物質伝達率	m/h	d : ナフタリン棒径	m

Suffix 1 ナフタリン状態

W および ∞ を壁面および流体側遠方状態とする。

$S_e=\nu/D$: Schmidt 数 $P_r=C_P\cdot\mu/\lambda$: Prandtl 数 $R_e=u\cdot d/\nu$: Reynolds 数

$N_u=h\cdot d/\lambda$: Nusselt 数 $Sh=h_D\cdot d/\lambda$: Sherwood 数

拡散現象 (Fick の法則)

濃度が場所によって異なる二成分系ないし多成分系流体において均一な濃度になるように拡散現象が起る。物体表面からの蒸発、昇華等の拡散現象はすべて Fick の法則に支配され移動質量 m は流体中の一成分濃度 $C \text{ kg/m}^3$ とするとき次式で示される。

$$m = -D \cdot dC/dx \quad (1)$$

完全気体の濃度はその成分系ガスの分圧であるから、次式に変換される。

$$m = -D/(R_1 \cdot T_1) \cdot dP_1/dx \quad (2)$$

ここで P_1 はナフタリン蒸気分圧である。

基礎微分方程式

物質伝達または熱伝達においては次の境界層内基礎微分方程式が成立する。

$$\text{連続方程式} \quad \partial u/\partial x + \partial v/\partial y = 0 \quad (3)$$

$$\text{運動量方程式} \quad u \cdot \partial u/\partial x + v \cdot \partial u/\partial y = \nu \cdot \partial^2 u/\partial y^2 \quad (4)$$

$$\text{物質移動方程式} \quad u \cdot \partial P_1/\partial x + v \cdot \partial P_1/\partial y = D \cdot \partial^2 P_1/\partial y^2 \quad (5)$$

$$\text{エネルギー方程式} \quad u \cdot \partial \theta/\partial x + v \cdot \partial \theta/\partial y = \alpha \cdot \partial^2 \theta/\partial y^2 \quad (6)$$

$$\text{境界条件} \quad \left. \begin{array}{l} y=0; \quad u=0, \quad v=v_w, \quad P=P_w, \quad \theta=\theta_w \\ y=\infty; \quad u=u_\infty, \quad P=P_\infty, \quad \theta=\theta_\infty \end{array} \right\} \quad (7)$$

相似変数 η を次式の如く定め、Blasius 変数変換を行なう。

$$\text{相似変数} \quad \eta \quad \eta = y/2 \cdot \sqrt{u_\infty \cdot \nu \cdot x} \quad (8)$$

$$\text{流れ関数} \quad \psi(\eta) \quad \psi = \sqrt{\nu \cdot u_\infty \cdot x} \int f(\eta) \cdot d\eta \quad \text{但し} \quad f(\eta) = u/u_\infty \quad (9)$$

$$\text{温度関数} \quad F(\eta) \quad F = (\theta - \theta_w)/(\theta_\infty - \theta_w) \quad (10)$$

$$\text{濃度関数} \quad \phi(\eta) \quad \phi = (P_1 - P_{1w})/(P_{1\infty} - P_{1w}) \quad (11)$$

関数 $f(\eta)$, $F(\eta)$, $\phi(\eta)$ は無次元化された境界層内速度, 温度, 濃度である。上述の変数変換により式 (4), (5), (6) を常微分化すれば

$$f'''(\eta) + f(\eta) \cdot f''(\eta) = 0 \quad \text{運動量方程式} \quad (12)$$

$$F''(\eta) + P_r \cdot f(\eta) \cdot F'(\eta) = 0 \quad \text{エネルギー方程式} \quad (13)$$

$$\phi''(\eta) + S_c \cdot f(\eta) \cdot \phi'(\eta) = 0 \quad \text{物質移動方程式} \quad (14)$$

ここで, 無次元数 $S_c = \nu/D$, $P_r = \nu/a$ は各ペシュミット数, プラントル数とよばれる。

無次元境界条件

$$\begin{aligned} \eta = 0; \quad f'(\eta)_{\eta=0} = 0, \quad F(0) = 0, \quad \phi(0) = 0, \quad f(0) = 2 \cdot \nu_w / u_\infty \cdot \sqrt{R_{ex}} \\ \eta = \infty; \quad f'(\infty) = 2, \quad F(\infty) = 1, \quad \phi(\infty) = 1 \end{aligned} \quad (15)$$

境界条件のもとにこの方程式を解けば各々速度, 温度, 濃度場が得られ, 境界条件の相似性より $\nu = a = D$ の場合, すなわち $P_r = S_c = 1$ の場合にこれら三つの場は相似であると言われる。 R_e 数が余り高くなくかつ物質移動量の少ない場合は $\nu_w \div 0$ となり, 式 (12) のみによって速度場が決定され, それにより始めて式 (13), (14) が解ける。式 (13), (14) 中の P_r 数と S_c 数が等しければ, $f(\eta)$ は同一であるから $F(\eta)$ および $\phi(\eta)$ は完全に同一となる。

すなわち, 空気中へのナフタリン昇華は S_c 数 2.6 前後であることから本実験により得られた実験値は, P_r 数 2.6 前後の流体の強性対流熱伝達率に直接相当する。

強制対流熱伝達率と物質伝達率の次元解析による関係

$$\text{強性対流熱伝達率: } h \quad u_\infty \quad d \quad \mu \quad \rho \quad C_p \quad \lambda \quad [\text{要因物理量}]$$

$$\text{次元} \quad [H/L^2 \cdot t \cdot \Theta] [L/t] [L] [M/L \cdot t] [M/L^3] [H/M \cdot \Theta] [H/L \cdot t \cdot \Theta]$$

$$\text{強制対流物質伝達率: } h_D \quad u_\infty \quad d \quad \mu \quad \rho \quad D \quad [\text{要因物理量}]$$

$$\text{次元} \quad [L/t] [L/t] [L] [M/L \cdot t] [M/L^3] [L^2/t]$$

基本単位数 H/Θ , M , L , t および M , L , t で各々を次元解析すれば, 次式の関係が得られる。

$$N_u = \frac{h \cdot d}{\lambda} = C \cdot R_e^m \cdot P_r^n, \quad Sh = \frac{h_D \cdot d}{D} = C \cdot R_e^m \cdot S_c^n \quad (16), (17)$$

ここで, h_D は次式によって定義される物質伝達率である。

$$m = h_D \cdot (C_{1w} - C_{1\infty}) = h_D / (R_1 \cdot T_1) \cdot (P_{1w} - P_{1\infty}) \quad (18)$$

式 (16), (17) において流体流れの状態と面の形が同じであれば R_e 数は等しくなり両式を割れば

$$h \cdot d / \lambda = h_D \cdot d / D \cdot (P_r / S_c)^n \quad (19)$$

となりナフタン実験より得られる物質伝達率から, 指数 n を適当に選ぶ事によりあらゆる P_r

数の場合の熱伝達率を間接的に知ることができる。

実験値の整理

管群配列における最大流速をもって丸棒の Re 数を決定する。

$$V_{\max} = F/F_{\min} \cdot V \text{ m/s} \quad \text{但し} \quad F = b \cdot I \text{ m}^2 \quad (20)$$

F : 風洞断面積 V : 風洞断面におけるサーミスタ風速

$$F_{\min} = (b - n \cdot d) \cdot I \quad (21)$$

b : 風洞の幅 d : 丸棒径 I : 棒の長さ n : 丸棒横列数

よって Re 数は

$$Re = V_{\max} \cdot d / \nu \quad (22)$$

単位時間あたりこの風洞を流れる空気流量 $Q_a \text{ m}^3/\text{h}$

$$Q_a = V \cdot F \text{ m}^3/\text{h} \quad (23)$$

ナフタリン棒の表面濃度は表面温度で飽和していると考える。

$$C_{1W} = P_{1W} / R_1 \cdot T_1 \quad (24)$$

ただし, P_{1W} は $\log P_{1W} = 11.7797 - 3812.34/T - 0.02593 \log T$ にて与えられるナフタリン表面蒸気圧である。

m 段目にさしかかった時の空気中に含まれるナフタリン濃度は $(m-1)$ 段目までの全減少量を $\sum_{i=1}^{m-1} \sum_{j=0}^n M(i, j)$ とすれば, ナフタリン濃度 $C_{1\infty}(m-1)$

$$C_{1\infty}(m-1) = \sum_{i=0}^{m-1} \cdot \sum_{j=0}^n M(i, j) / Q_a \times \frac{3600}{t} \quad (25)$$

m 段目をすぎた直後の濃度 $C_{1\infty}(m)$

$$C_{1\infty}(m) = \sum_{i=0}^m \cdot \sum_{j=0}^n M(i, j) / Q_a \times \frac{3600}{t} \quad (26)$$

$S_1 = C_{1W} - C_{1\infty}(m-1)$, $S_2 = C_{1W} - C_{1\infty}(m)$ と置けば平均対数平均濃度差 S_S は次式となる。

$$S_S = (S_1 - S_2) / \ln (S_1 / S_2) \quad (27)$$

従って, i 段目, j 列目のナフタリン丸棒の実験後の減少量 mij とするとき物質伝達率 h_{Dij} は

$$h_{Dij} = mij / (A \cdot S_S) \quad (28)$$

ただし, A は丸棒の表面積にして $\pi d \cdot L$ であらわされ, t は実験時間である。

IV. 実験結果と考察

表-2 に代表的な実験測定値表を示す。温度 $\theta^\circ\text{C}$, 速度 $V \text{ m/s}$, 圧力 $P \text{ mm}$ を測定し実験

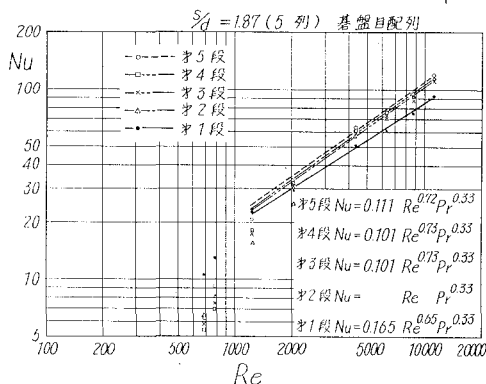
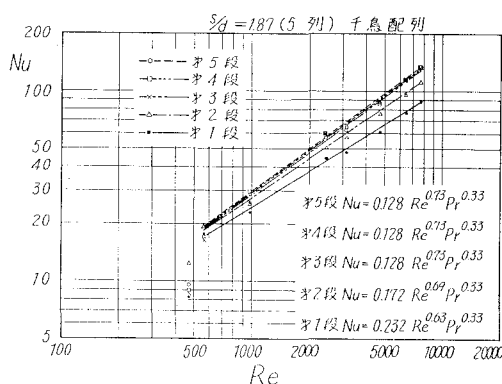
表—2 三列碁盤目配列実験データの一例

S/d	θ °C	V m/s	P mm	ν m ² /s	T sec	Re	D m ² /s	Sc	C_w	ΔP
3.09	19.2	6.1	767.0	0.1551×10^{-4}	3600	8693	2.098×10^{-2}	2.66	3.313×10^{-4}	0.30

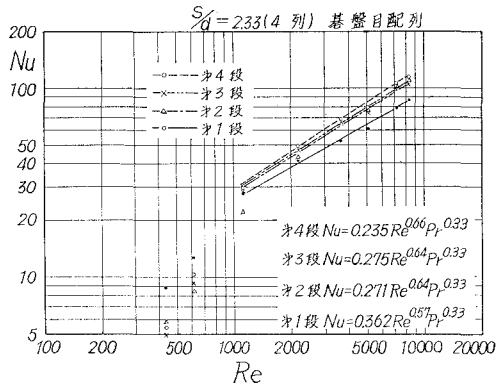
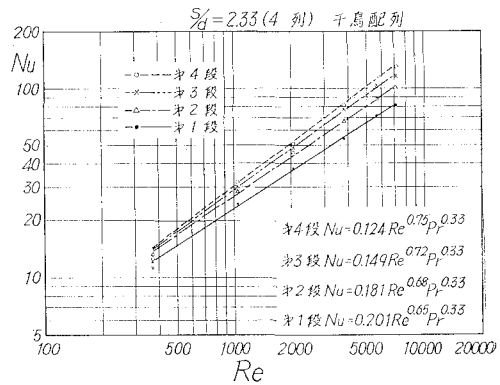
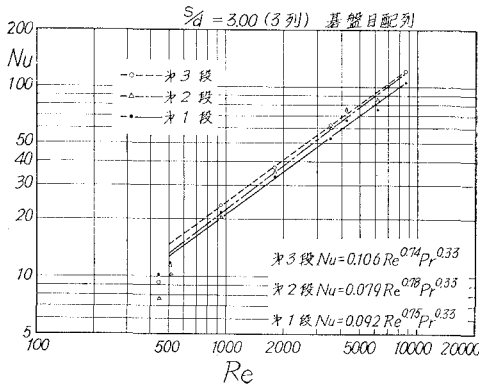
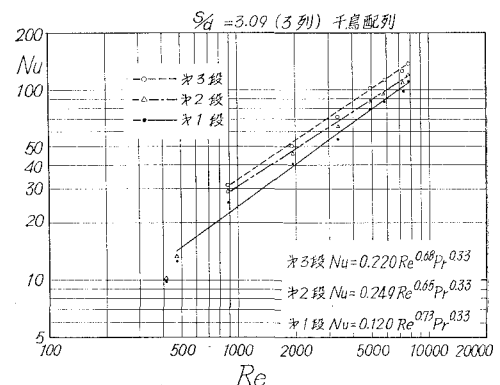
段	列	実験前重量	実験後重量	重量 減	濃 度 差	物質伝達率	Sh
m	n	I gr	II gr	(I-II) gr	S_S	h_D	
1	1	45.8327	45.5099	0.3228	3.302×10^{-4}	148.1	105.8
	2	46.1592	45.8380	0.3212		147.4	105.3
	3	46.0164	45.6915	0.3249		149.1	106.5
2	1	46.1485	45.7890	0.3595	3.278×10^{-4}	166.1	118.7
	2	45.9298	45.5577	0.3721		172.0	122.9
	3	46.2430	45.8737	0.3693		170.7	122.0
3	1	45.9373	45.5802	0.3571	3.253×10^{-4}	166.3	118.9
	2	46.0109	45.6402	0.3707		172.7	123.4
	3	46.2532	45.8939	0.3593		167.4	119.6

時間 T_{sec} , 空気の動粘性係数 ν 等より Re 数, 拡散係数 D , Sc 数および蒸発濃度 C_w を計算し, 各段 m の各列 n のナフタリン棒の実験時と実験後の重量を測定した。各段の各列の重量減少量の差は列間においてほとんどないことより流速状態は均一にして良好なることがわかる。

蒸発濃度 C_w と各段あたりの空気中のナフタリン濃度から対数平均濃度差 S_S を計算し, 物質伝達率 h_D を計算し, 熱伝達の Nu 数に対応する物質伝達の Sh 数を計算した。以下この Sh 数と Nu 数を対応させるために $(P_r/Sc)^n$ の指数 n は, 従来 Colburn の提唱している $n=1/3$ をもってまとめた。以下5列, 4列, 3列配列の千鳥, 碁盤目配列の場合の Nu 数と Re 数を対数グラフに図示する。以下図-4から図-9まではナフタリンの空気中に対する Sc 数が2.6

図-4 五列碁盤目配列 $Nu-Re$ 線図図-5 五列千鳥配列 $Nu-Re$ 線図

前後より Pr 数 2.6 前後に対する Nu 数分布に相当するものである。対数方眼紙により横軸に Re 数、縦軸に Nu 数をとれば、勾配は Re^m の指数 m を表わし、縦軸との切片は定数 C を表わす。各実験結果は大略 Re 数 1000 以上においては法則性を示し、各図中に各段あたりの実験公式を与えた。定数 C はナフタリンの場合 $S_d^{1/3} = 1.38$ 倍がかかっているために $Pr^{1/3}$ を考慮しない実験公式に比し C の値がこの倍数だけ小さくて、この実験式は従来行なわれた空気 ($Pr = 0.72$) 中の Grimson⁵⁾ の熱実験式あるいは Lohrish¹⁾, Thoma²⁾ 等が行なったアンモニア吸収法 ($S_e = 1.04$) による実験式と比較出来て便利である。図-4、図-5 は $S/d = 1.87$ における碁盤目、千鳥配列の Nu 数分布である。図-6、図-7 は $S/d = 2.33$ における碁盤目、千鳥配列の Nu 数分布である。図-8、図-9 は $S/d = 3.09$ における碁盤目、千鳥配列の Nu 数分布である。各実験結果は大略千鳥配列においては Re 数 600 ぐらいから、碁盤目配列においては Re 数 2000 ぐらいから法則性を示している。そして常に千鳥配列のほうが碁盤目配列に比し、 Nu 数 20~30% 高いことを示している。各段あたりの熱伝達率は碁盤目よりも千鳥配列のほうが段あたりの差が大きい、全体的にみて千鳥配列は S/d が大きくなるにつれて各段あたりの Nu 数の差が小さ


 図-6 四列碁盤目配列 $Nu-Re$ 線図

 図-7 四列千鳥配列 $Nu-Re$ 線図

 図-8 三列碁盤目配列 $Nu-Re$ 線図

 図-9 三列千鳥配列 $Nu-Re$ 線図

くなり基盤目配列は S/d が大きくなるにつれて各段あたりの N_u 数の差が大きくなる傾向があるが S/d と各段の N_u 数間には極大値があるようである。表-2 には 図-4 より 図-9 までに得られた各種配列に対する各段の暫定的な熱伝達率実験式の未知定数 C および m を一括してまとめたものである。図-10, 11, 12 は, 前実験により得られた実験値を $S_e^{1/3}$ 分の一だけ小さくして一般化し, Re 数をパラメーターにした各段あたりの基盤目配列の場合の N_u 数分布である。基盤目配列においては Re 数が 2000 ぐらいまでは各段あたりの熱負荷率はあまり変わらないことがわかる。 Re 数が 5000 ぐらいになれば S/d が大きなうちは各段の N_u 数の差はあまり

表-3 ナフタリン実験による $Nu=C \cdot Re^m \cdot Pr^{0.33}$ 式の定数 C, m の決定

S/d	3.09				2.33				1.87			
配 列	千 鳥		基 盤 目		千 鳥		基 盤 目		千 鳥		基 盤 目	
S_e	2.649		2.650		2.650		2.674		2.668		2.640	
定数 段	C	m	C	m	C	m	C	m	C	m	C	m
5									0.128	0.73	0.111	0.72
4					0.124	0.75	0.235	0.66	0.128	0.73	0.101	0.73
3	0.220	0.68	0.106	0.74	0.149	0.72	0.275	0.64	0.128	0.73	0.101	0.73
2	0.249	0.65	0.079	0.78	0.181	0.68	0.271	0.64	0.172	0.69		
1	0.120	0.73	0.092	0.75	0.201	0.65	0.362	0.57	0.232	0.63	0.165	0.65
平均 熱伝達率	0.196	0.687	0.092	0.757	0.1637	0.70	0.285	0.627	0.157	0.702	0.119	0.707

基盤目各配列に対する各段別の Re 数をパラメータとした場合の熱伝達分布

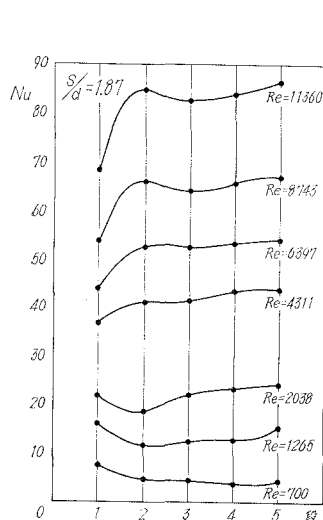


図-10 五列基盤目配列

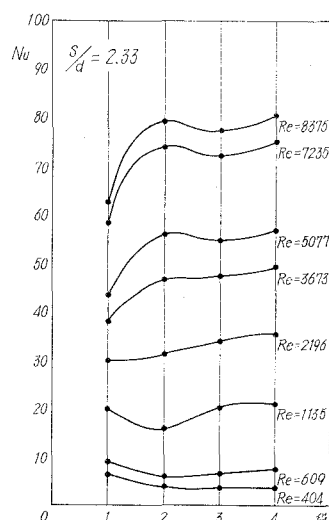


図-11 四列基盤目配列

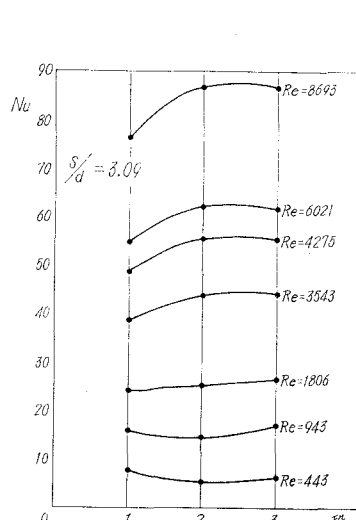
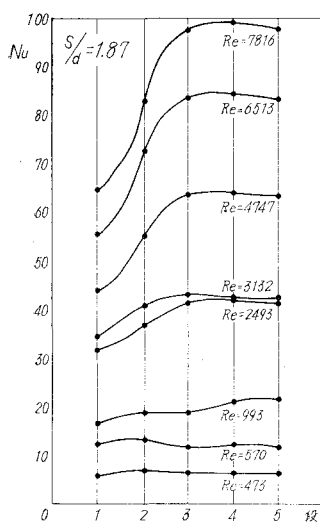
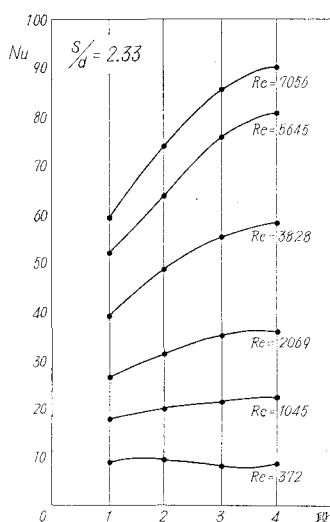


図-12 三列基盤目配列

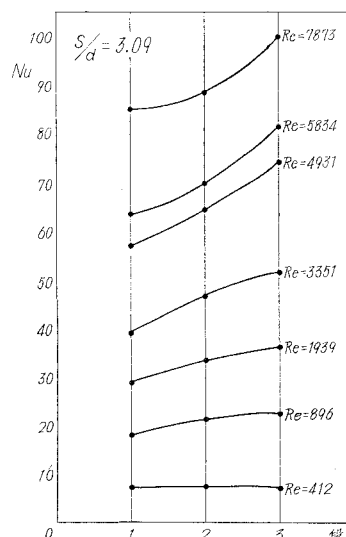
千鳥各配列に対する各段別の Re 数をパラメーターとした場合の熱伝達率分布



図—13 五列千鳥配列



図—14 四列千鳥配列

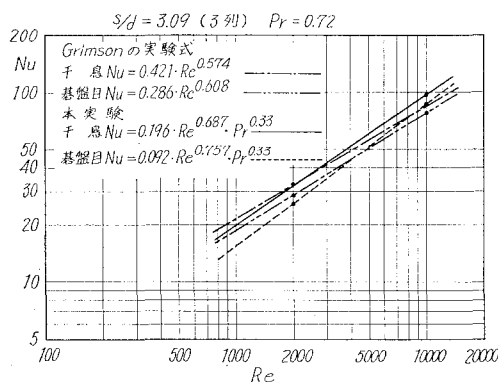


図—15 三列千鳥配列

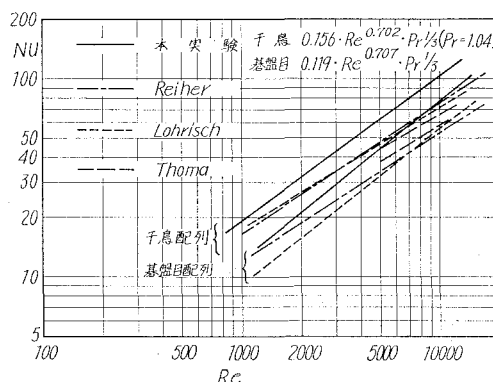
ないが、 S/d が小さくなると1段目より2段目にかけたの Nu 数の変化が激しくそれ以降の段の Nu 数変化はほとんどなくなる。13, 14, 15 図は前同様にし、 Re 数をパラメーターとした千鳥配列下の各段の Nu 数分布である。 Re 数が1000以下においては、各段あたりの Nu 数はほとんど差がないが、 Re 数4000をすぎると1段目、2段目、3段目間の Nu 数変化が激しく S/d が小さくなるに従いこの傾向が増大し、3段目以降はあまり変化がなくなる。全体的に千鳥配列のほうが基盤目配列に比し各段あたりの伝達率差が非常に大きいことが解る。

本実験結果と従来の実験結果との比較

本実験より得られた実験値はナフタリンの昇華実験によるものであるが、機械工学便覧に掲げられている Grimson の⁵⁾ 水平円管群の空気流中熱実験の結果の $S/d=3$ の場合の実験式中



図—16 Grimson の実験との比較



図—17 Lohrsh 等の実験との比較

千鳥配列 ($N_u = 0.421 \cdot R_e^{0.574}$), 碁盤目配列 ($N_u = 0.286 \cdot R_e^{0.608}$) 各式と本実験における同一条件下三列配列 ($S/d = 3.09$) の実験結果得られた平均的実験式 (表-3 参照) より $Pr = 0.72$ の場合に適用した N_u 数分布の比較を図-16 に示す。本実験値と Grimson⁵⁾ の値は大略一致しているが, R_e の指数 m が本実験においては大きくその分だけ千鳥配列においては R_e 数 5000 以上, 碁盤目配列においては R_e 数 2000 以下において偏差が見られる。図-17 はアンモニアを混入した空気流中に濃リン酸を浸したすい取り紙を巻いたモデル間の物質伝達により得た 5 列配列に対する Lohrish¹⁾, Reiher⁶⁾, Thoma²⁾ の実験値と本実験結果の 5 列配列の実験式に $Pr = 1.04$ を適用した値を比較したものである。Lohrish¹⁾ の実験値は $S_1/d = 1.78$ (横ピッチ比), $S_2/d = 1.25$ (縦ピッチ比) の場合で, 本実験では両ピッチ比 1.87 であり同一条件ではないが比較してみた。W. Lohrlich¹⁾, H. Reiher⁶⁾ の各値はさほどの誤差はないけれども本実験値とは相当な誤差が生じていてその原因は明確でない。 $(Pr/S_e)^n$ において指数 $n = 1/3$ としてデータ整理したことにも関係がありそうである。

V. 結 言

本実験研究はまだ中間的なものであるが, ボイラーの蒸発管, コンデンサーの冷却管あるいは各種熱サイクル装置の熱交換器等に広く利用されている円管群の管軸に垂直流れに対する熱伝達率を物質伝達率との相似性からナフタリン昇華法により調べたものである。

実験は径 15 mm, 長さ 150 mm のナフタリン棒を 3 列 ($S/d = 3.09$), 4 列 ($S/d = 2.33$), 5 列 ($S/d = 1.87$) 各配列の千鳥および碁盤目に配列し, R_e 数 500 から 10000 までの範囲で実験研究したものであり, 実験整理は Colburn の提唱した $(Pr/S_e)^n$ の指数 n を $1/3$ として暫定的にまとめたが Sherwood 数と R_e 数間には R_e 数 1000 以上において法則性を持つ事が確認された。これらを取りまとめるとつぎのようになる。

- 1) 千鳥配列の場合は, 実験範囲内において碁盤目配列の場合よりも N_u 数が大きい。
- 2) 千鳥配列は碁盤目配列に比し各段の N_u 数の変化が大きい。
- 3) 各段の N_u 数は実験範囲において 1 段目, 2 段目, 3 段目となるに従い高くなり, この傾向は R_e 数が高くなるほど激しくなるが, 4 段目以降は余り変化がなくなる。
- 4) R_e 数 1000 以下では, 各段の N_u 数の変化は実験範囲内でほとんどなくなる。

本研究を行なうにあたり, 北海道大学工学部斎藤武教授の御指導を頂き, 前室蘭工業大学千谷茂教授ならびに当学機械工学科林重信助教授の御批判, 御協力を頂いた。ここに附記して深甚なる謝意を表わす。さらには本学機械工学科学生 (当時) 木村昌之君ならびに小島邦義君の御協力を得た。またデーターの計算処理には当学電子計算機を使用し, 電算機室各位の御協力を得た。ここに附記して謝意を表わす。

(昭和 44 年 4 月 30 日受理)

文 献

- 1) W. Lohrish: VDI Forsch.-h., 322 (1929), 46.
- 2) H. Thoma: Hochleistungs Kessel (1921).
- 3) C. C. Winding & A. J. Cheney: Indst. Engng. Chem., 40-6 (1948), 1087.
- 4) 福資井夫・森下輝夫: 日本機械学会誌 65 (昭 37), 1480.
- 5) 日本機械学会編: 機械工学便覧 (改正第 4 版), 11-29 (1960).
- 6) H. Reiher: Mitteilung über Forschungsarbeiten des VDI., Heft 269, 1925.

円管内における粒体の水力輸送について

第2報 円管内の流れにおける球の抗力について

奥田 教海・海鉦 武司

Study on Hydraulic Transportation of Solid Particles in a Pipe with Water Power

Part 2. On the Drag of a Sphere Suspended in the Flow inside a Pipe

Kyōkai Okuda and Takeshi Kaihoko

Abstract

As the second report about the hydraulic transportation of solid particles, the authors present the experimental facts on the drag of a sphere suspended in the flow inside a pipe. The drag is considered to vary with Reynolds number of the flow, particle Reynolds number, ratio of diameter of the sphere d to that of the pipe D and radial location of the sphere in the pipe.

The drag of the sphere is measured with a coil spring in a slender column supporting the sphere. The results of the tests are as follows:

- a) The drag coefficient of a sphere in the flow inside a pipe, C_{Ds} , is always larger than that of the sphere in unbounded fluid flow.
- b) C_{Ds} increases as the particle Reynolds number and d/D increases.
- c) The drag of the sphere is not affected much with the radial location of the sphere in the pipe.

I. ま え が き

水平管または垂直管における粒体の水力輸送においては、粒群の移動開始流速または粒群の管内干渉沈降速度が問題となる。それらを流体力学的に取り扱うための基本的事項として、同題名の前報(第1報とする)において単球の管内における釣り合わせ流速および管内干渉沈降速度に及ぼす管壁の影響等について実験的に取り扱った¹⁾。

低レイノルズ数の管内流れについて、S. I. Rubinow ら²⁾は「球を垂直管内に浮遊させるとき、管中心より管半径のほぼ1/2離れた所に停滯するという事実」を報告し、G. Segré ら³⁾は「垂直管内の球群の輸送においてもほぼ上と同様な位置に球が集中して輸送される“tubular pinch” effect が起ること」を指摘している。

管内流れの中において球の抗力は管内流れのレイノルズ数、粒子レイノルズ数、球径対管径比および球の位置などにより変化することが予想される。それらを調べることは上記現象の

理由付けおよび流体輸送の粒子の運動機構の解析に示唆を与えるものと考えられる。水平管内における球の抗力の変化をある範囲で実測したので、その結果について報告する。

II. 実験装置と実験方法

実験装置の全体を図-1に、球の抗力測定装置を図-2に示す。図-1のAB部は水タンネルで内法100 mm²の角筒、CB部は透明なメタクリル樹脂板製である。AB部には更に内径51.2 mm ϕ のメタクリル円管を角筒と中心を合わせて貫通させ、二重管構造とし円管左側の入口部はベルマウスにより150 mm ϕ ポンプPに連絡させてある。円管内には図-2に示すように球の抗力測定装置を挿入してある。この球は円管内を上下に動かすことができる。球支持部にスプリングを入れ球の抗力をスプリングの圧縮により測定できるようにしてある。CB部を二重管にしてあるのは円管による光の屈折を防ぎスプリングの圧縮や球の周りの流れを写真観測できるようにするためである。球の大きさは22 mm ϕ より2 mm刻みに10 mm ϕ までとし、球径対管内径比 $d/D = 0.43 \sim 0.20$ に設定し、管内流速は1.0, 2.0, 3.0 m/sec程度に弁の調節により変化させる。管内

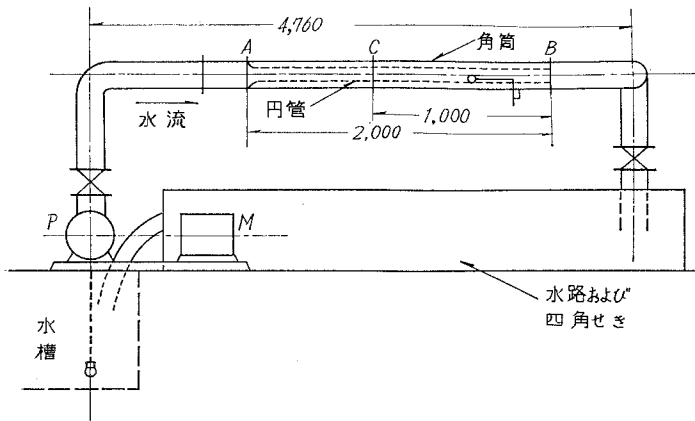


図-1 実験装置全体

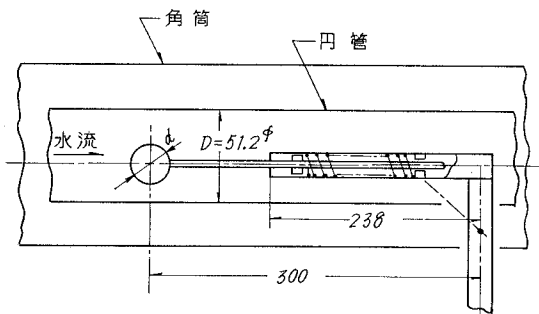


図-2 球の抗力測定装置

平均流速は水タンネル吐出流量を四角せきで測定して求める。円管内の流速分布は抗力測定装置を取り外し、外径2.5, 内径2.0 mm ϕ のピトー管を挿入して抗力測定のとときと同一流速のととき測定する。球の抗力および管内の流速分布は、それぞれの装置を、円管断面内の中心を通る鉛直線上を細かに移動させて測定する。球の周りの流れ模様を知るためには水流中に空気気泡を流して流れを可視化する方法⁴⁾を用いる。

III. 実験結果と考察

円管内の流れ、すなわ

ち球への近寄り流れの速度分布を図-3に示し、球の抗力測定結果の1例を図-4に、そのまとめを図-5に示してある。管中心における球の抗力係数 C_{Ds} を表-1および図-6に示す。この表には、無限に広い流体内の同一レイノルズ数における球の抗力係数 C_D も載せてある。

C_{Ds} はいずれも C_D よりかなり大きな値を示し、粒子レイノルズ数 Re_s 、管内流れのレイノルズ数 Re_p および d/D の大なる従がい大きな値となり、球の囲りの流れに対する管壁の影響は、このような抗力係数の増加となって現われている。管内における球の位置による抗力の変化は余り見られず、むしろ管壁近くで大きくなる傾向を示している。

これはいかなる原因によるものであろうか。

球の周りの流れの観測写真から得られる実測流線図を基にして考察を加える。球が管壁に近接している場合、図-7の $A-0^\circ, -20^\circ, -70^\circ, -90^\circ$ で示されるような角度から撮影した流跡線図より求めた実測流線図を図-8,-9,-10,-11に示す。この場合の後流はもちろん非軸対称的になっていることがわかる。

管内の球の抗力は無限に広い流体内部での球の抗力の場合と同一に論ずることはできない。おそらく管内では球の後流は無限に広い流体の場

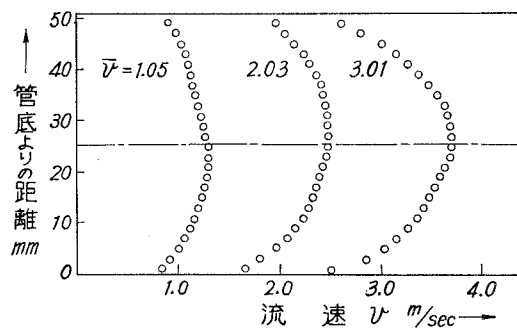


図-3 管内の速流分布

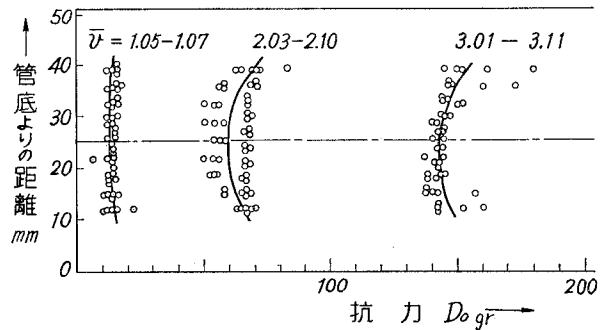


図-4 球の抗力 ($d=22\text{ mm}\phi$, $d/D=0.43$ の場合)

表-1 円管内の球の抗力係数

管内流れの レイノルズ数 Re_p	粒 子 レイノルズ数 Re_s	球 径 対管径比 d/D	管内の球の 抗力係数 C_{Ds}	無限流体 内の球の 抗力係数 C_D
1.46×10^5	6.3×10^4	0.430	0.81	0.50
1.46×10^5	5.7×10^4	0.391	0.76	0.50
1.46×10^5	5.1×10^4	0.352	0.71	0.49
1.46×10^5	4.6×10^4	0.312	0.67	0.48
1.46×10^5	4.0×10^4	0.274	0.69	0.47
1.46×10^5	3.4×10^4	0.234	0.61	0.47
1.46×10^5	2.9×10^4	0.195	0.55	0.47
9.80×10^4	4.2×10^4	0.430	0.74	0.47
9.80×10^4	3.8×10^4	0.391	0.68	0.47
9.80×10^4	3.5×10^4	0.352	0.66	0.47
9.80×10^4	3.1×10^4	0.312	0.62	0.47
9.80×10^4	2.7×10^4	0.274	0.52	0.47

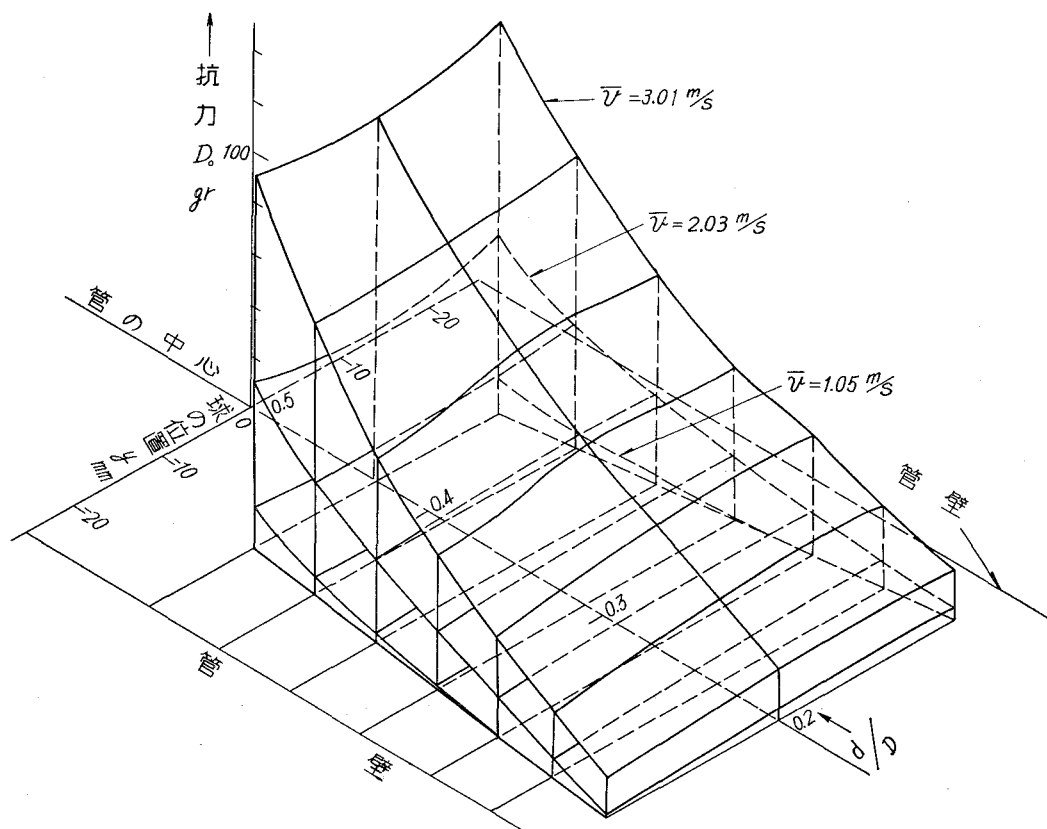


図-5 管内の球の抗力

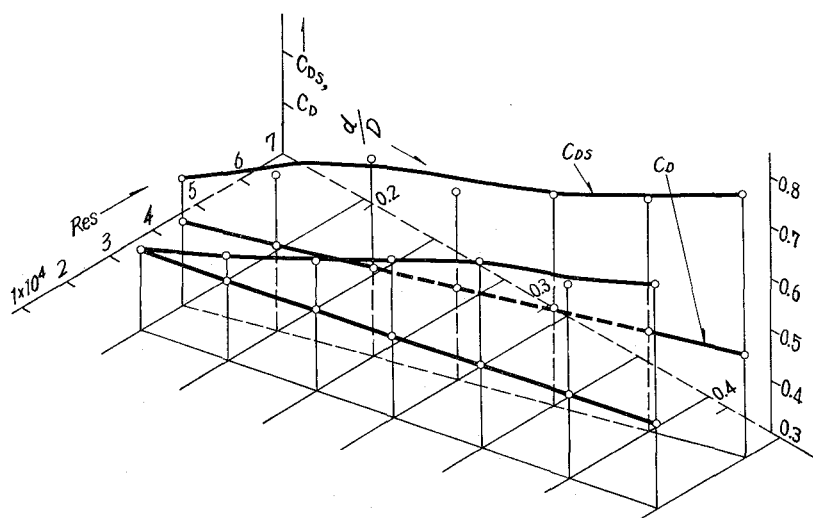


図-6 管内流れにおける球の抗力係数

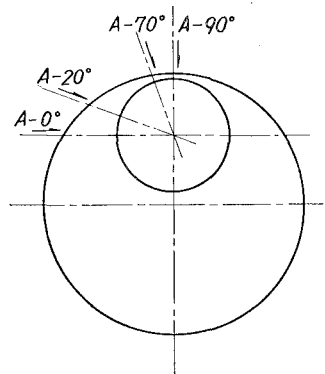


図-7 撮影方向

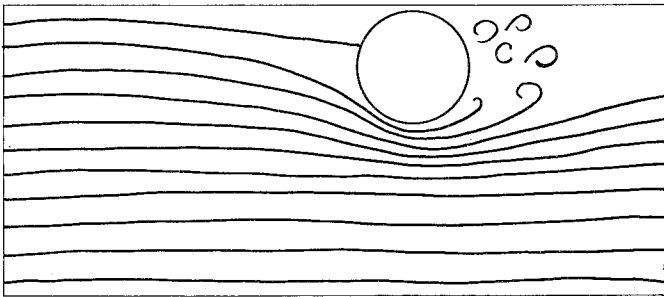


図-8 $A=0^\circ$, $\bar{v}=2.9$ m/sec

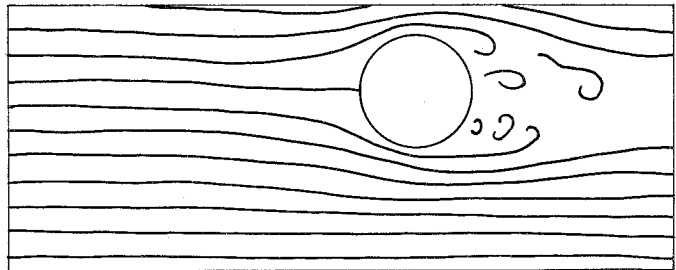


図-9 $A=20^\circ$, $\bar{v}=2.9$ m/sec

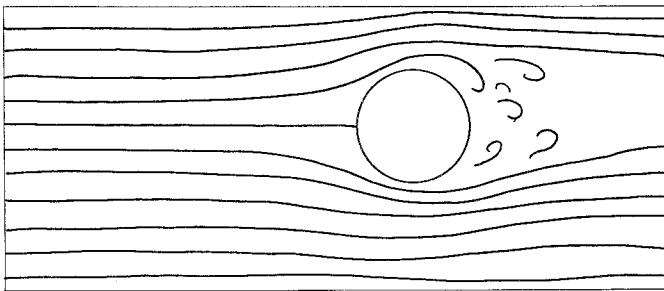


図-10 $A=70^\circ$, $\bar{v}=2.9$ m/sec

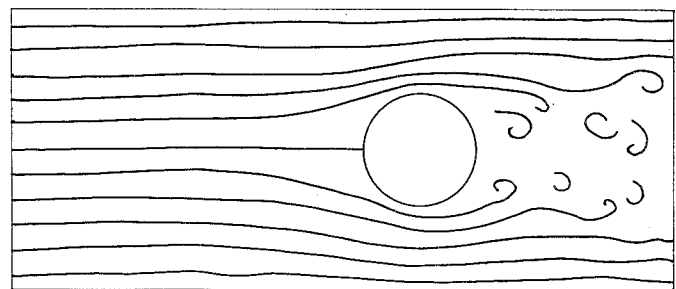


図-11 $A=90^\circ$, $\bar{v}=2.9$ m/sec

合に比し後流内の渦流領域が、より広がっていることが考えられ、形状抵抗の増大をもたらすものと思われる。

IV. む す び

以上の結果より管内の球の抗力全般について直ちに結論を出すことはできないが、管内においては球の抗力係数は無限に広い流体の場合に比べて常に大きな値を示し、粒子レイノルズ数、管内流れのレイノルズ数および球径対管径比の大なるに従がい大きくなること、管内を占める球の位置による球の抗力の変化はあまり見られないこと、などが明らかになった。

もし、 R_{ep} , R_{es} , d/D および球の位置などの諸要因との関連において管内の球の抗力係数の値が精度よく与えられるならば、円管内の粒子の水力輸送に関して有力な示唆を与えるものとする。一つの手がかりとしてこの報告を提示する。

実験に際し協力頂いた流体工学実験室の一条猛雄，魚住栄治，佐野正博の諸君ならびに当時学生の本田祐一，亀川康男の諸君に謝意を表する。(昭和 44 年 4 月 30 日受理)

文 献

- 1) 奥田教海： 室蘭工業大学研究報告, **5**, 1, 217 (1965).
- 2) Rubinow, S. I. & J. B. Keller: JI. Fluid Mechanics, **11**, 447 (1961).
- 3) Segré, G. & A. Silberberg: JI. Fluid Mechanics, **14**, 115 (1962).
- 4) 奥田教海： 日本機械学会第 43 期全国大会前刷集, No. 146 (1965-10).
奥田教海： 日本機械学会一，精機学会一北海道支部第 11 回講演会前刷集 (1966-9).

円管内における粒体の水力輸送について

第3報 球群の輸送される状態について

奥田 教海・羽染 一男・一場 久美

Study on Hydraulic Transportation of Solid Particles in a Pipe with Water Power

Part 3. On the Flow Patterns of Sphere-Water Mixture in a Pipe

Kyōkai Okuda, Kazuo Hazome and Hisayoshi Ichiba

Abstract

As the third report about the hydraulic transportation of solid particles, the authors present the experimental results on the flow patterns of sphere-water mixture in a pipe.

The test are carried out with the U-shaped 7.15 m long, horizontal water tunnel, having the transparent, 3 m long test section. The tested particles consist of four kinds of plastic spheres, of which densities change from 1.4 to 1.0. The photo-electric devices are used to measure the frequencies of moving spheres through the upper, middle and lower layers in the pipe cross section.

The main results of the tests are as follows:

a) The distributions of the sphere consistencies in the pipe cross section have the three patterns, i. e. the flows with "low, partially and widely" distributed spheres when water flow velocity increases.

b) The patterns of the flows can be classified according to the particle Froude numbers, the ratio of the sphere diameter d to the pipe diameter D and the ratio of the density of the spheres to that of water.

I. ま え が き

同題名の第2報に引続いて、本報告では球群の輸送される状態を調べた実験について報告する。水平円管内の流れによって粒群が輸送されるとき、各種要因によって輸送状態が如何に変化するかについては従来、管底流、部分流、均一流および集団流などの定性的な表わし方によって示されているのみで、流れの各種要因との関連は明示されていない。この実験では粒体を理想化して球に置き換え円管内を通過する球群の量を光電管により上、中および下層に分けて測定し、各層の頻度分布と流速の変化との関連を求め、上記の球群の輸送状態の変化を定量的に表わす一方法を提案し、併せて球群の運動機構を調べる上での基礎資料を得ようとするものである。

II. 実験装置と実験方法

1. 実験装置

実験装置全体を図-1に示す。供試した球の材質は塩化ビニール（比重量 $\gamma_s = 1.436 \text{ gr/cm}^3$ ）、埋込樹脂（ $\gamma_s = 1.268$ ）、ポリカーボネイト（ $\gamma_s = 1.197$ ）およびポリスチロール（ $\gamma_s = 1.052$ ）の4種で、球径対管内径比を0.12~0.45程度に見込み、球直径 d は6, 10, 14, 18, 22 mm ϕ の5種である。また球の個数は実際に用いられている管内体積濃度30%に相応する数を考慮して用意した。（6 mm ϕ ; 800 個, 10 ϕ ; 180, 14 ϕ ; 70, 18 ϕ ; 35, 22 ϕ ; 25）水の流速は0.2 m/sec より0.2 m/sec 刻みに2.8 m/sec までの12段階で行なった。実験装置の水平管は50 mm ϕ 管約17 m から成り、観測部4 m 間はメタクリル樹脂管、戻り管は塩化ビニール管である。水の経路は、水槽、ポンプ、流量計またはバイパス、観測管路、戻り管、水槽である。観測管路の一部をメ

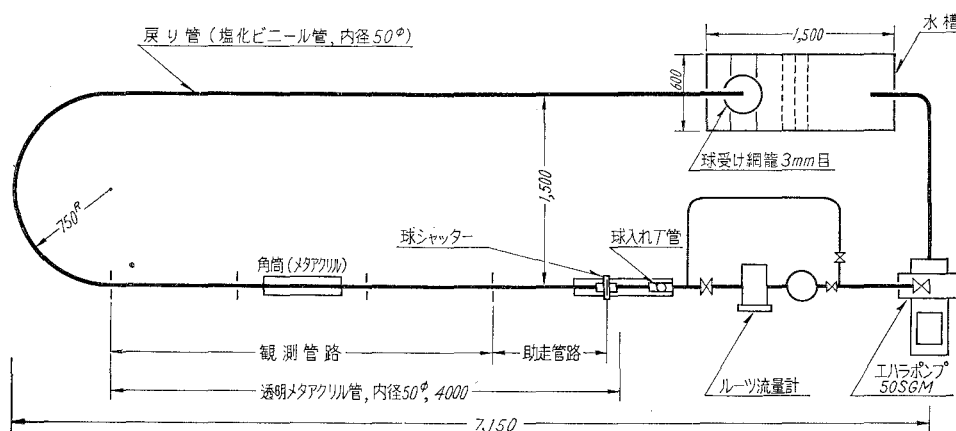


図-1 流体輸送長管路実験装置

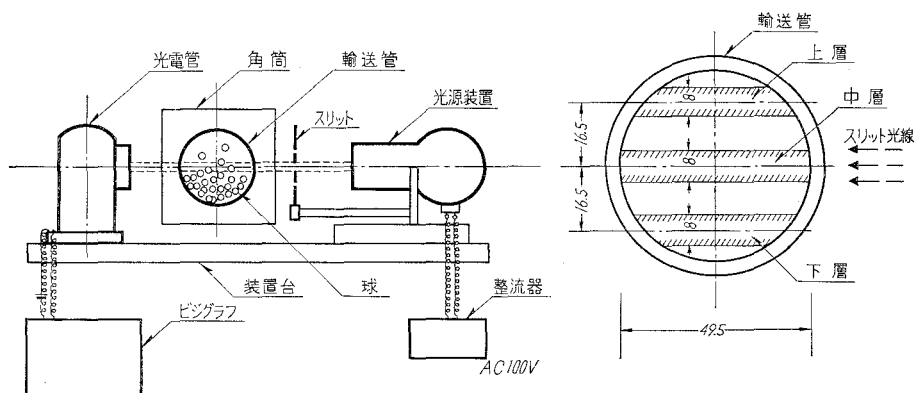


図-2 観測装置配置図

タクリル樹脂板製の角筒で囲み、角筒の中にも水を入れて管の曲面による光の屈折を防ぐ。戻り管出口には球を受取る網籠を設ける。観測装置は図-2に示してある。光源には100 V, 150 W 光源, 受感部には90 V 光電管(商品名マリス)をそれぞれ3基用い、受感光量の変化はFR-301 ビジグラフで記録する。

2. 実験方法

最初ルーツ流量計の上流側弁を全開にしておき、下流側弁を調節して目標流速になるようにする。この調節を行なった後、上流側弁を全閉にして、球入れ T 管より所定数の球を入れ上流側弁を全開にし球シャッタを開き、球群を水流で輸送する。流速、球径および球材質の各組合せについて各5回測定の実験を行なう。

観測および測定は、

(1) 光源、光電管および記録装置の組合せにより、光線帯内を球が通過するとき遮光することを利用し、管の上、中および下層を通過した球の比較的な頻度を測定する、

(2) 普通カメラおよび8 mm シネカメラにより、観測管路内の球群の輸送される状態を観測撮影する、

(3) 球群が管路内を3 m 輸送される時間をストップ・ウォッチまたはビジグラフと光電管で測定して球群の被輸送速度を求める、

の3項目とする。

以上の実験による1団の球群の中程の状態をもって、連続して球群が輸送されるときの状態に相応するものとの仮定をおき、実験結果をまとめる。球群の加速距離は、球比重量の小的时候き極めて短かいことが知られているが、本実験では、これをストロボライト用高照度照明装置を用いて球群を追跡し、観測部で速度が一定であることを確認した。流速はルーツ流量計により測定したが、これに重量法を併用した。

III. 管内頻度と輸送状態の定義

1. 管内頻度

前節で述べたように、観測区間を通過する球群が上、中および下層に如何に分布されるかを、遮光光量の比をもって測定したもので、管内を透過するスリット光線を遮ぎるものが全くない場合を頻度0%とする。また光を完全に遮ぎった場合を頻度100%とする。或る量の球が通過するときは、これらの中間の状態で、光線の一部が遮ぎられる。そこで上、中および下層のそれぞれについて、頻度100%の光量に対する各層の光量を百分率で表わし、

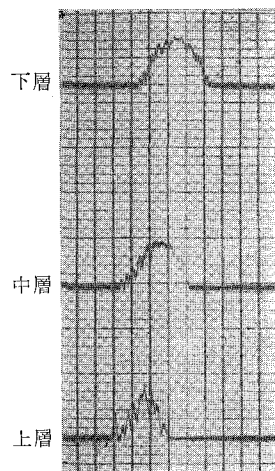


図-3 ビジグラフ観測記録例
(ポリスチロール球 $d=6\text{ mm}\phi$, $v_w=1.8\text{ m/sec}$)

3層の百分率の和を改めて100に置き換えて、それぞれの百分率を計算する。このようにすれば、輸送球群の管断面上での拡散された状態を知ることが出来る。この値(%)をもって管内頻度 P と呼ぶことにする。(一般に使われている管内濃度とは異なるものである。もし供給粒群の管内濃度の平均値がわかるならば、各層の管内濃度をこの管内頻度から求めることができる。)図-3にはビジグラフの記録結果の一例を示す。

2. 輸 送 状 態

まえがきで述べた輸送の3状態、すなわち管底流、部分流および均一流をここで定量的に定義する。これはこの実験結果を考慮して定めたものであるが、説明の都合上、本節で述べることにする。

実験結果から見ると、直径一定の1つの球群は、いずれの場合も管内平均流速が低速から高速になるにつれて輸送状態が変化するが、ある流速以上になると各層の頻度はほぼ一定となる。そこで上記頻度の定義に基づいて、次のように球群の被輸送状態を定めた。

管底流 (flow with low distributed spheres, low flow); 中層における頻度が **20% 以下** の輸送状態、この場合の上層頻度は **0%** であり管閉塞につながる状態、

均一流 (flow with widely distributed spheres, wide flow); 上層における頻度が **10% 以上** の輸送状態、輸送上からは最も安定した状態、

部分流 (flow with partially distributed spheres, partial flow); 上の2つの流れの中間の輸送状態。

IV. 実 験 結 果

1. 管内平均流速 v_w および球群と水の速度比 v_s/v_w

図-4.1 から図-4.4 に見られるように、球の比重 γ_s によってその様相は異なる。いずれも v_w の低い領域においては v_s/v_w が小さな値を示すとともに、球径 d が小なるものほどその値は小さくなる。またこの領域における v_s/v_w の分散域は同一流速に対して γ_s の小なるものほど狭くなり、かつ、その値も大きくなる。管内平均流速 v_w が増大するにつれて v_s/v_w は大きくなり、一定の最大値 $0.9 \sim 1.0$ に近づく。

高速領域においても、塩化ビニール球のように γ_s の大きい球は、球径による v_s/v_w の大小の順序は変わらないで、それぞれ一定値に近づく。球の γ_s が小さくなるにつれて、より低速領域で一定の速度比に達する傾向はあるが、球の大きさによる差は判然としなくなる。図-4.4 のポリスチロール球の場合は、10, 18 mmφ の場合を省略してあるが、これは両者とも図示の曲線とほぼ同様の傾向を示しつつ、これら曲線群中にプロットされる。図-5.1 から図-5.4 は v_w をパラメータとして v_s/v_w を d/D によってまとめたものである。

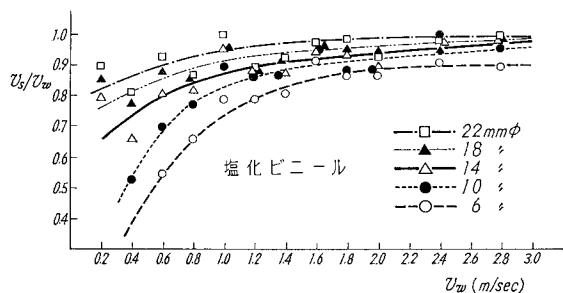


図-4.1

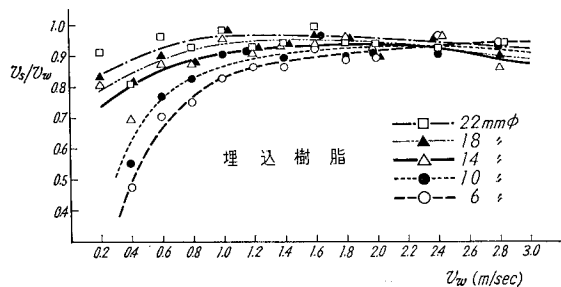


図-4.2

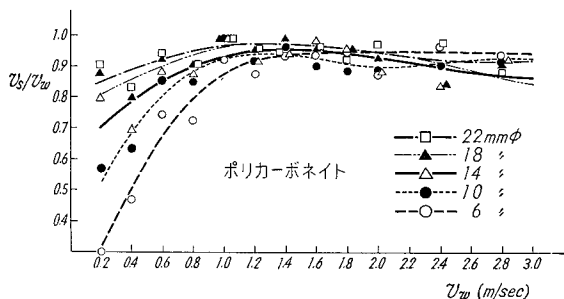


図-4.3

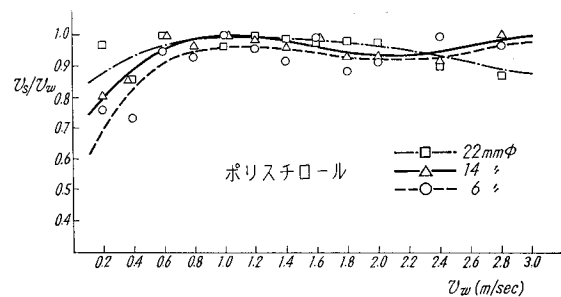


図-4.4

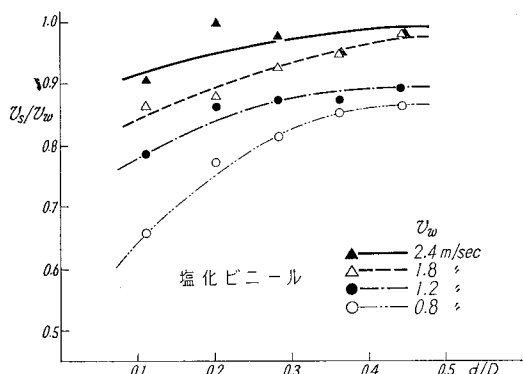


図-5.1

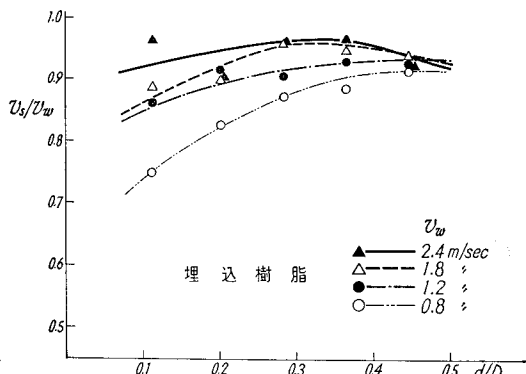


図-5.2

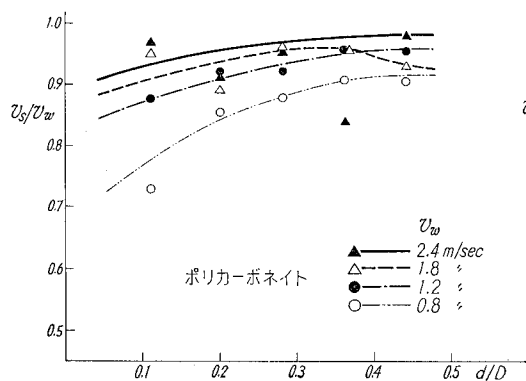


図-5.3

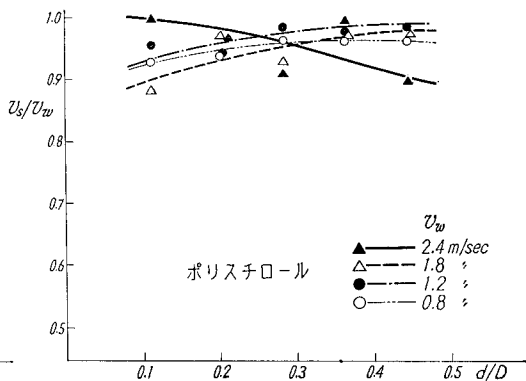


図-5.4

2. 輸送状態の分類および管内頻度とフルード数

図-6には球群の輸送状態の観測写真を図にして示してあり、先に定義された輸送の3状態が図中に例示されている。また図-7はその3状態の写真観測の実例である。

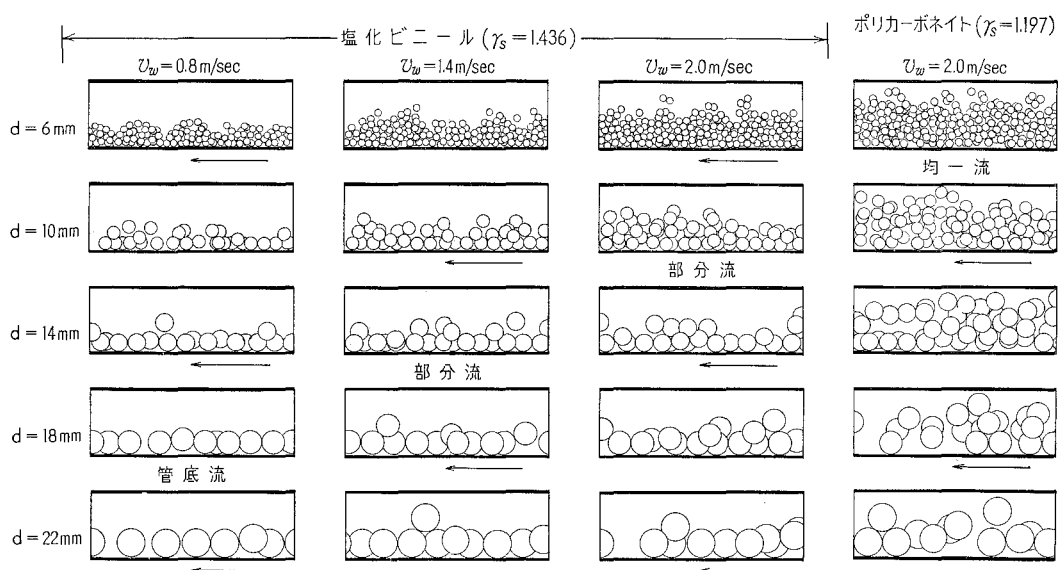


図-6 球群の輸送状態 ($D=50\text{ mm}\phi$)

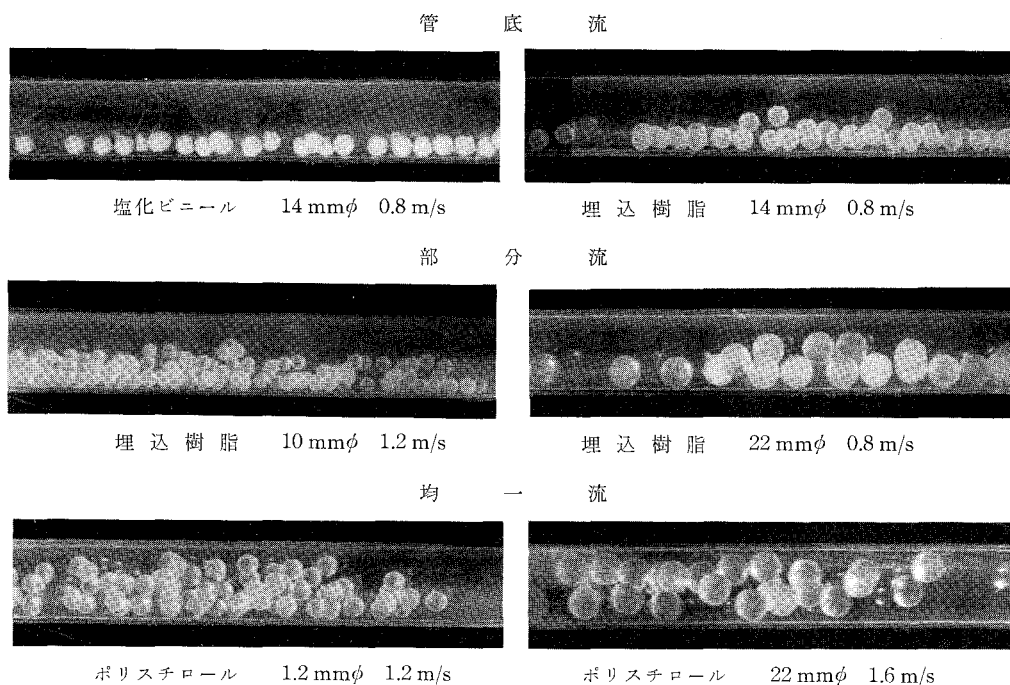


図-7 写真観測の実例

図-8.1から図-8.4までは10 mm ϕ 球の各材質につき、図-8.5から図-8.8までは埋込樹脂の各球直径につき、管内頻度 $P\%$ と管内平均流速 v_w との関係を示してある。 v_w の増大とともに管底流より部分流、均一流へと移行することがわかる。 γ_s の小なるものほどその移行は

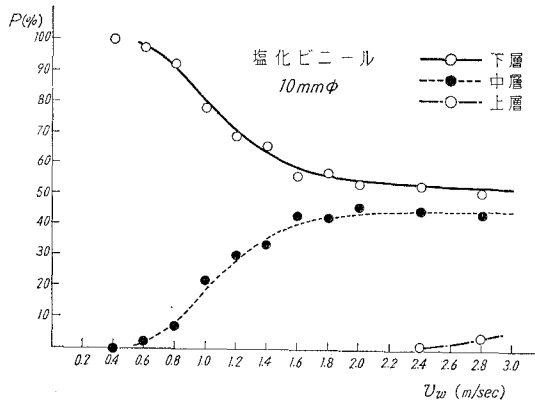


図-8.1

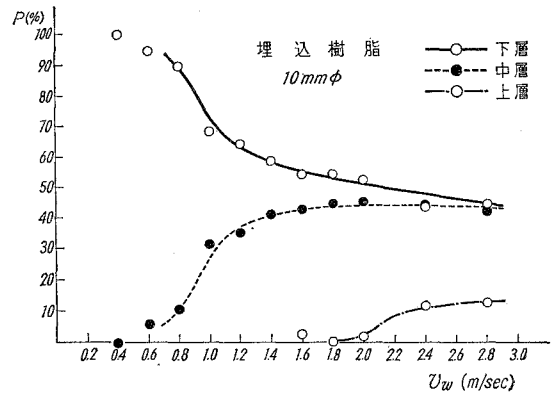


図-8.2

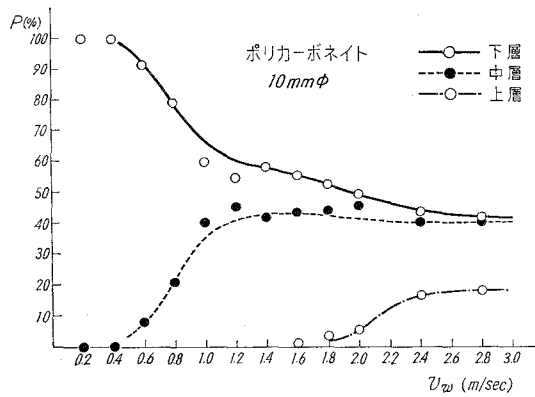


図-8.3

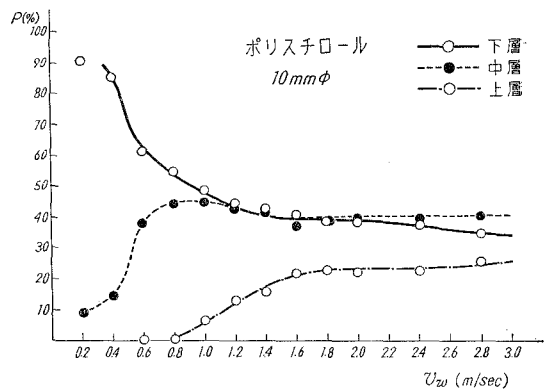


図-8.4

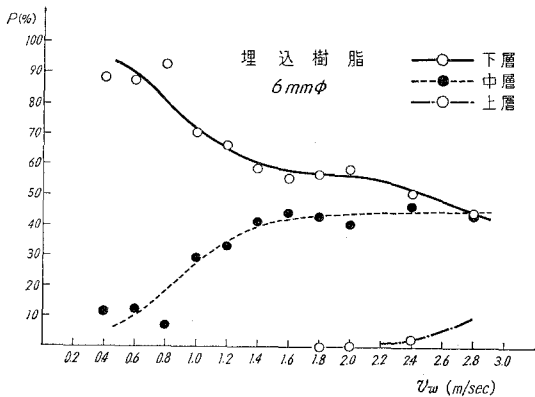


図-8.5

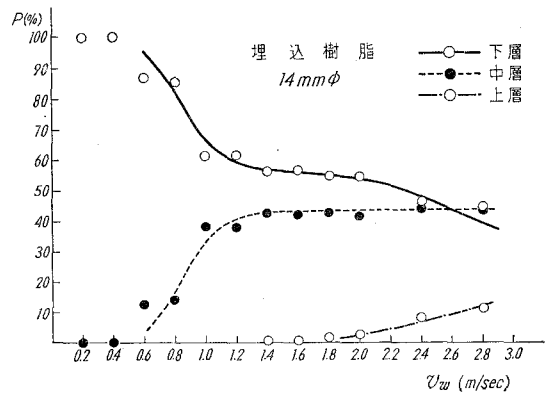


図-8.6

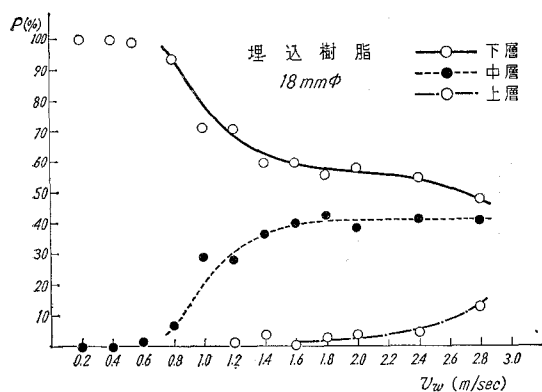


図-8.7

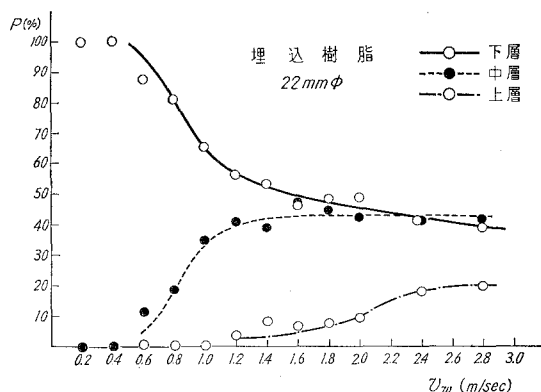


図-8.8

より低速領域で行なわれ、ある一定の頻度に近づく傾向がみられる。また同質球については d/D の大なるものほど、より低速領域で移行が行なわれることもわかる。これらの到達する一定の頻度は、上層 20~25%、中層 40~45%、下層 30~50% である。(管内頻度の定義には上層

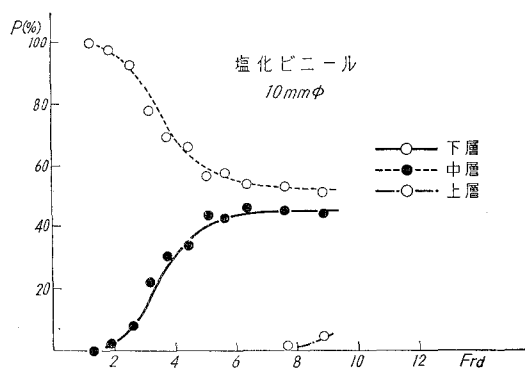


図-9.1

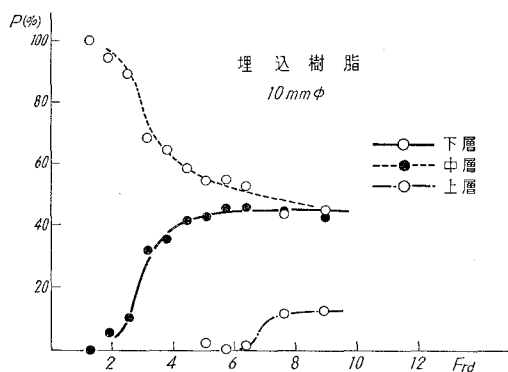


図-9.2

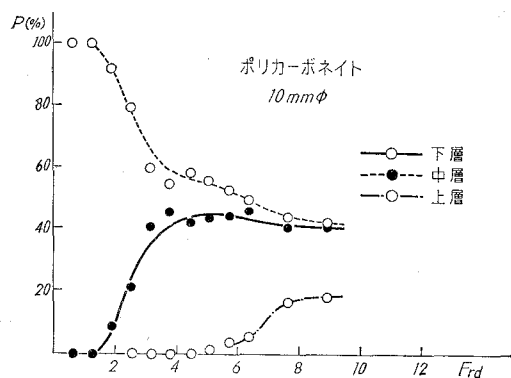


図-9.3

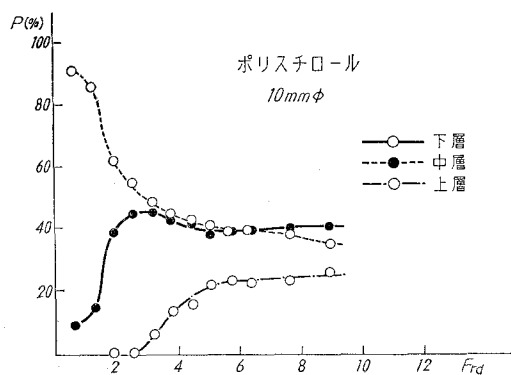


図-9.4

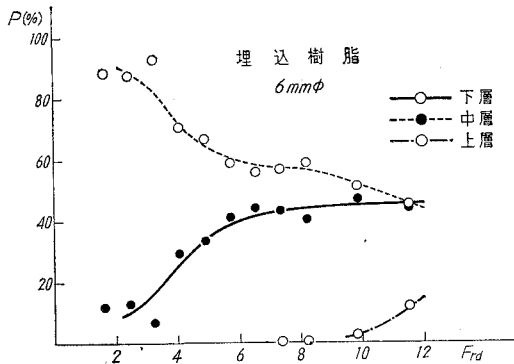


図-9.5

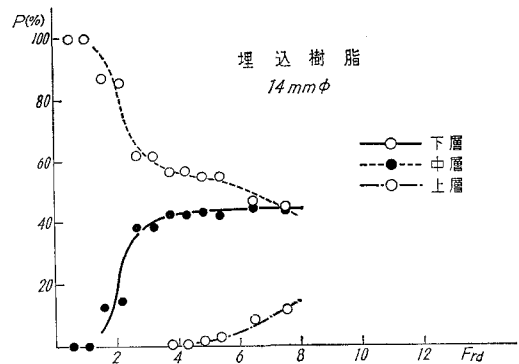


図-9.6

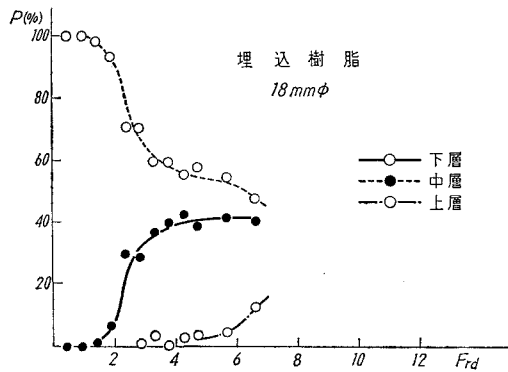


図-9.7

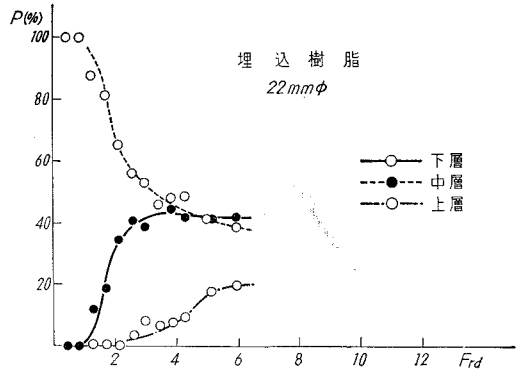


図-9.8

の20, 中層の40のそれぞれ1/2を用いた。) v_w が大きくなるにつれて, 上層頻度はある流速から急に増加するが, このときには既に中層頻度は一定の状態に達しており, あたかも上層頻度の増加分は下層頻度の減少となって現われているような形となり, 上層, 下層, 中層の順に頻度は大きくなっている。

これらの管内頻度 P と v_w の関係を, 管内頻度 P と球に関するフルード数 $F_{rd} = v_w / \sqrt{g \cdot d}$ でまとめてみると, 図-9.1 から 図-9.8 のように表わされる。図-9.1 から 図-9.4 までは 10 mmφ 球の各材質につき, 図-9.5 から 図-9.8 までは埋込樹脂の各球直径につき示してある。フルード数は次元解析などからも伺い知られるように, 混相流を取り扱う場合に, 粒子に関するフルード数 F_{rd} , または相対速度 $v_r = v_w - v_s$ を考慮したフルード数 $F'_{rd} = v_r / \sqrt{g \cdot d}$, あるいは管内流れのフルード数 $F_{rD} = v_w / \sqrt{g \cdot D}$ で整理すると都合がよいので使用する。

図-10 および 図-11 は, d/D および γ_s/γ_w を2軸にとり, 他の軸に F_{rD} または F_{rd} をとって, それらの関係を表わしたもので, これら2図により球群輸送の3状態が立体的に明示されることがわかる。

以上のような方法によって球群の輸送状態を分類することができるので, 分類の一方法と

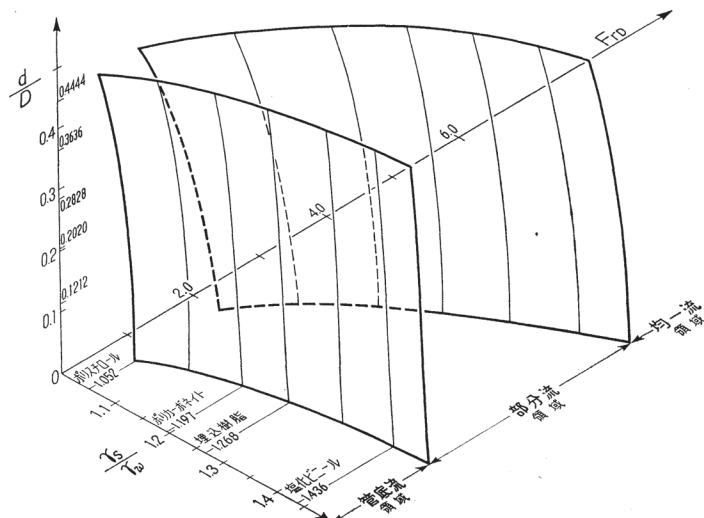


図-10

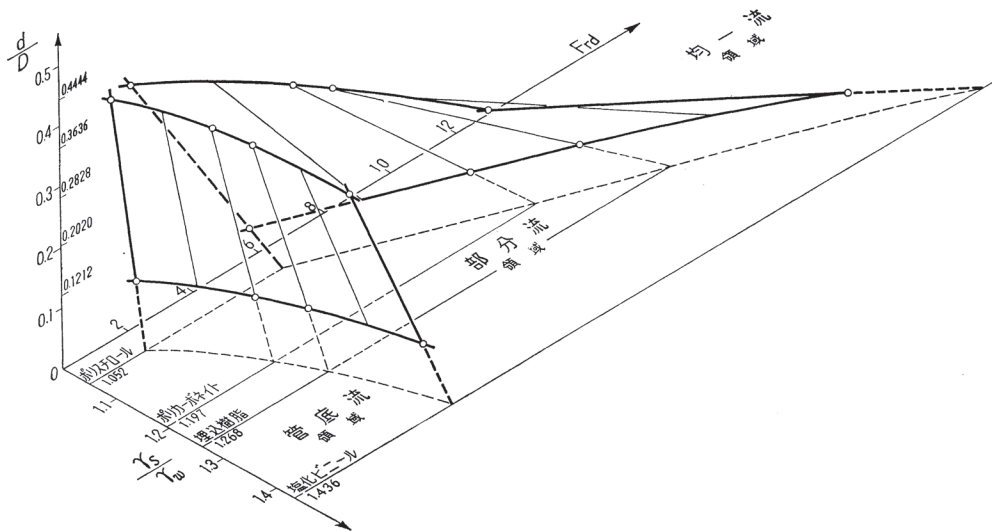


図-11

して提案するものである。

これらの図によって、 d/D の大なるほど、 γ_s/γ_w の小なるほど、 Fr_D および Fr_d の小さい領域で、管底流から部分流、均一流へと早く遷移することが直ちに理解される。

V. 考察とまとめ

1. 速度比 v_s/v_w について

本実験の範囲では、速度比 v_s/v_w は v_w の増加とともに増し、0.9~1.0 に漸近している。

一般には同一大きさの粒体については、 γ_s の大なるものほど漸近速度比は 1.0 より離れて小となることが知られている。(たとえば、ずり (研) では $\gamma_s=2.7$, $d=16.2\text{ mm}\phi$, $D=80.7\text{ mm}\phi$ のとき漸近速度比は 0.82 である⁵⁾。) しかし本実験のポリスチロールのように、 γ_s が水に極めて接近して来ると、必ずしもそうではない。

本実験においては、球直径の大なるほど、すなわち d/D の大なるほど、また γ_s の小なるほど、より小さな v_w の時に速度比 v_s/v_w は最大値 0.9~1.0 に到達する。

この速度比については、直径比で代表される阻害面積、管内主流、流れの乱れの大きさ、重力、管内粒子間の摩擦および衝突、粒子と管壁との摩擦および衝突などの諸因子のいずれが、輸送状態に対して支配的であるかによって変化するものであると考えられる。たとえば、 v_w の増大につれて v_s/v_w が大きくなることの説明は、低速領域での粒子の摩擦は管底部に対して大きくきいているが、 v_w の増加につれて下層頻度が減少し、この結果管底摩擦が減少し、管摩擦が全体として小さくなることで理解されよう。

2. 管内頻度について

フルード数 F_{rd} または F_{ra} が大きくなるにつれて、管内各層の頻度は一定値に近づき、中層において最も頻度が大きくなる。

3. 輸送状態の分類について

本実験の方法によれば、管内の球の頻度は特有の変化を示すので、これらを基にして、輸送状態の定量的分類が可能であることが明らかとなった。

VI. む す び

以上の実験によって、たとえば石炭の水力輸送を考えると、その粒子を球に理想化した場合の流れの様相の、基礎的な資料の一端が得られたものと考えることができる。

実験に協力頂いた本学流体工学実験室の海鉾武司、一条猛雄、魚住栄治、佐野正博の諸君および当時学生の林俊秀、越野和雄、橋本修、今泉善勝の諸君に心から謝意を表する。

(昭和 44 年 4 月 30 日受理)

文 献

- 1) Segré, G. & A. Silberberg: Jl. Fluid Mechanis, **14**, 115 (1962).
- 2) 奥田教海: 室蘭工業大学研究報告, **5**, 1 (昭 40-7).
- 3) 池森亀鶴: 日本機械学会誌, **66**, 537 (昭 38-10).
- 4) 上滝具貞・茂利英智: 日本機械学会論文集, **33**, 254 (昭 42-10).
- 5) 坂本正克: 日本機械学会講演論文集, No. 194 (昭 43-4).
- 6) 植松時雄ほか 3 名: 流体・固体輸送工学ハンドブック.

物体形状のキャビテーション発生 に及ぼす影響について

第1報 欠円翼の場合

奥田 教海・山本 春樹・一場 久美

On the Effects of Submerged Body Shapes on
Cavitation Occurrence

Part 1. On the Effects by Changing the Shapes
of the Bisector-Hydrofoils

Kyōkai Okuda, Haruki Yamamoto
and Hisayoshi Ichiba

Abstract

The authors present the experimental results of the effects on cavitation occurrence by changing the shapes of bisector-hydrofoils. The experiments are carried out in the cavitation tunnel with the 70×190 mm test section in the Fluid Mechanics Laboratory of Muroran Institute of Technology.

The main results of the experiments are as follows:

- a) The survey of cavitation occurrence about the five different bisector-hydrofoils is described with the illustrations according to the factors, e.g. cavitation growth, the velocities of water flows, the pressure in the water tunnel, the cavitation factors, the thickness ratios, the attack angles and pressure distributions on the hydrofoils.
- b) For the incipient cavitation factors, the cavitations of the top side at the leading edge have the maximum values and the bottom side, the minimum values when thickness ratios are varied in the tests.

I. ま え が き

キャビテーション現象は各種の水力機械内部に発生する低圧部において、水中に溶有している空気が解放されて生長し、その気泡壁面からさらに蒸発が起って水中に空洞が形成されるものである¹⁾。気泡は圧力の高い領域で崩壊し、その際に発生する崩壊圧力、振動等は物体表面や流れに種々の影響を与え、これらのほとんどは有害なものである。したがって高速回転部を有しているような水力機械、あるいは内部に圧力低下を生ずるような水力機械（ポンプ、水車にその例は多い）の設計に際しては、キャビテーションに関する知識を十分に把握しておく必要がある²⁾。

キャビテーションの発生機構、各種水力機械に及ぼす影響、翼型のキャビテーション性能、壊蝕等に関しては現在までに数多くの研究結果が発表されている^{3)~5)}。本報告ではキャビテーション発生基本的な様相を知るために、翼素として欠円翼を選び、それらに発生するキャビテーションの状態について、キャビテーション・タンネルを用いて行なった実験の結果を報告する。また補遺として欠円翼上の理論圧力分布を、完全流体の場合について求めた計算および結果を併せて記す。

II. 実験装置と実験方法

1. キャビテーション・タンネル

図-1 に装置の略図を示す。この装置は閉路回流方式であって、可変速モーター駆動の回流ポンプによって供試翼部の水流速度を $5 \sim 10 \text{ m/sec}$ の範囲で変化させ、一方閉路中に設けた圧力調整タンク内の圧力をエゼクタまたはエア・コンプレッサにより変えて、供試翼部の圧力を $-9.7 \sim +5.0 \text{ mAq}$ の範囲で変化させ、これらの流速と水頭とによって約 $0.25 \sim 3.0$ までのキャビテーション係数を与えて、翼に発生するキャビテーション状態を装置外部から前面の観測窓を通して透視観測する。なお供試欠円翼は 5 種類、迎え角は -2° から $+8^\circ$ までとした。図中 ① は回流ポンプ (渦巻形斜流ポンプ、口径 $300 \text{ mm}\phi$)、② はベンチュリ計 (のど部口径 $190 \text{ mm}\phi$)、③ は流量調整弁、④ は圧力調整タンク ($-5 \sim +25 \text{ mAq}$)、⑤ は観測部で前面の観測窓は直径 $132 \text{ mm}\phi$ 、厚さ 33 mm のアクリル樹脂を用いている。流路断面は幅 70 mm 、高さ 190 mm であって横方向の速度分布は図-2 の通りである。流速 10 m/sec 程度で壁から 5 mm 離れた位置において約 2.5% 、 10 mm の位置で 1% 程度、主流よりも速度が低下している。中

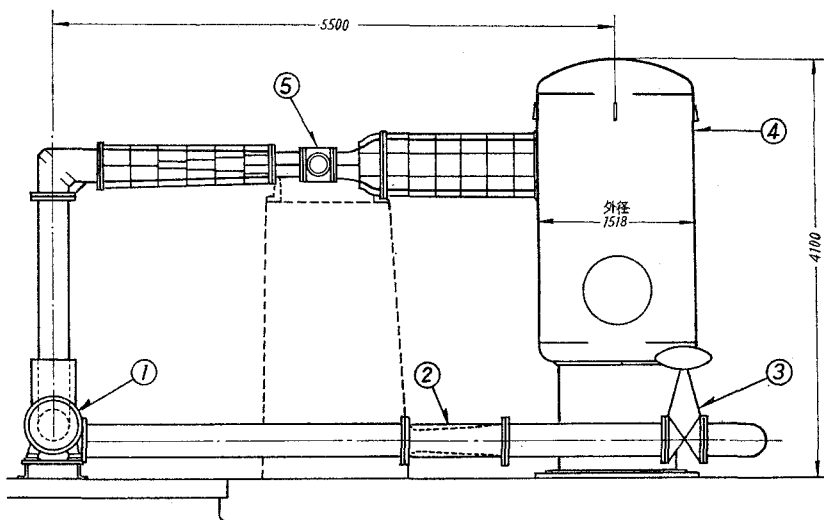


図-1 キャビテーション・タンネル

央部分で観測を行なえば実験には支障がない。

2. 供 試 翼

一般にキャビテーション供試翼として NACA 翼あるいは CLARK Y 翼が広く用いられている⁷⁾。本実験では直線と円弧を組合せたいわゆる欠円翼を用いた。欠円翼はキャ

ビテーション発生の状況を調べるにあたって3種類の異なった性質のキャビテーションを認めるのに都合がよい。使用した5種類の欠円翼 101 から 105 についてその形状と寸法を図-3 と表-1 に示す。工作上翼厚の最小を 5 mm とし、また観測部流路の高さを考慮に入れて最大厚さを 19 mm とした。圧力分布測定用欠円翼 201 の寸法を併せて記す。供試翼の材質は強度および腐蝕を考慮に入れて SUS 28 を用いた。

表-1 供 試 翼 寸 法

翼 番 号 No.	弦 長 l mm	厚 さ t mm	半 径 ρ mm	厚 弦 比 t/l	β°
101	75	5	147	0.067	14.8
102	75	7	107	0.093	20.6
103	75	11	71	0.147	31.8
104	75	15	56	0.200	42.3
105	75	19	48	0.253	52.1
201	100	15	91	0.150	33.5

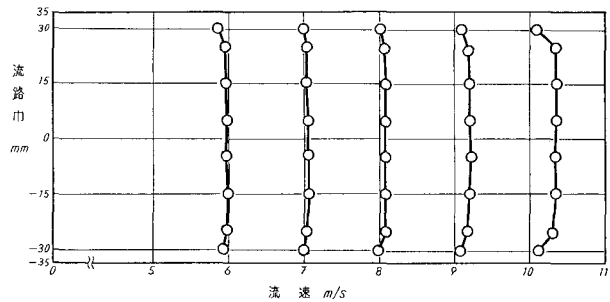


図-2 観測部流路の流速分布

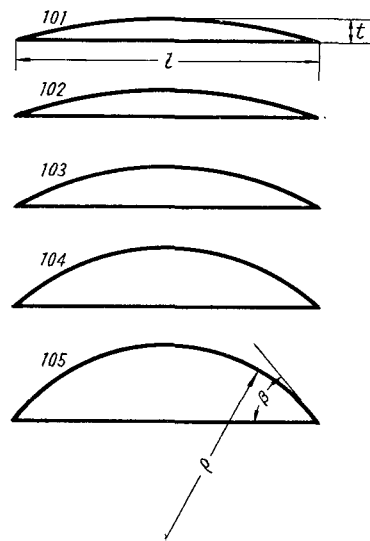


図-3 供 試 翼 形 状

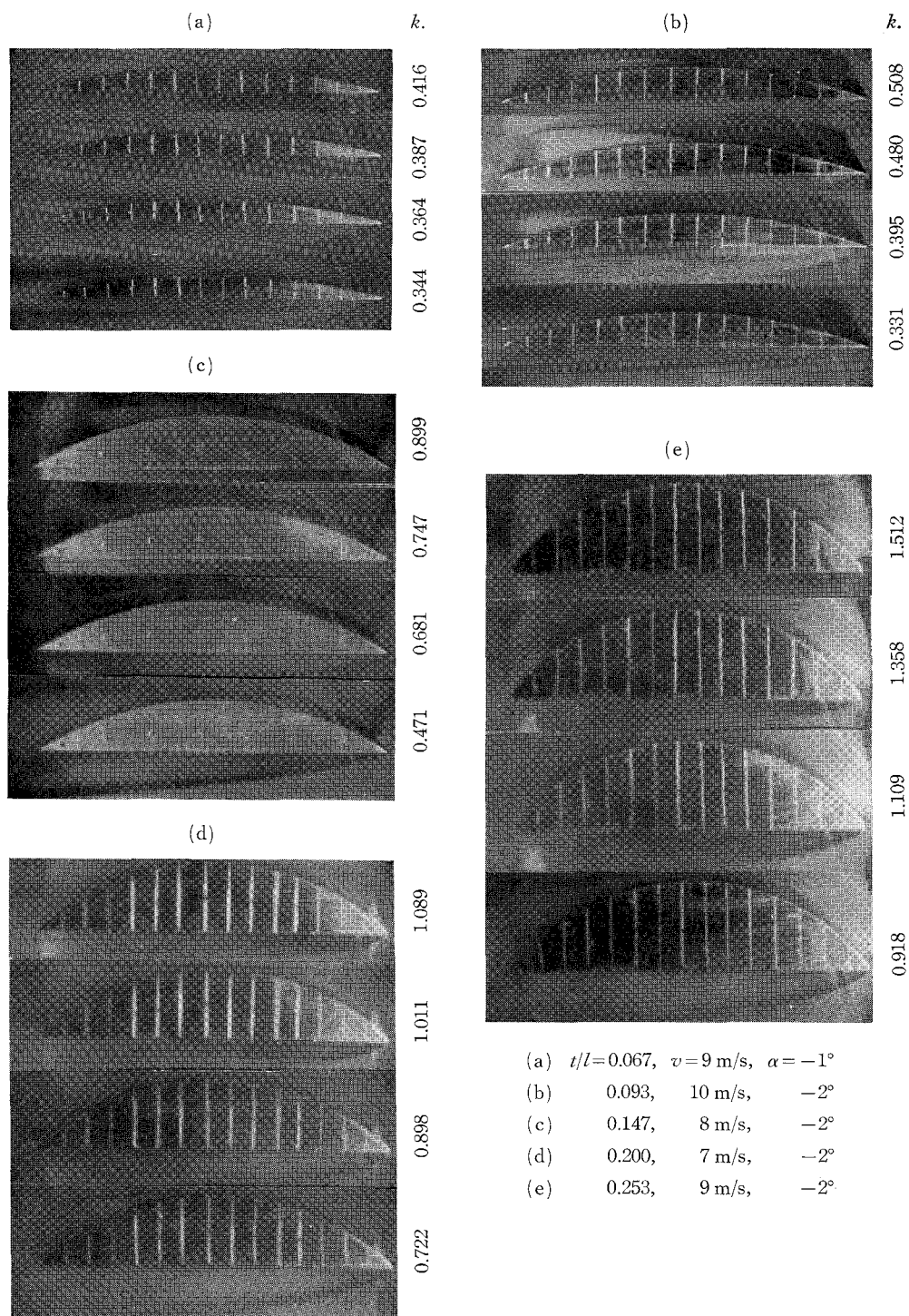
III. 実験結果および考察

1. キャビテーション発生の様相

流速 v を一定にし、圧力 P を徐々に低下させることによってキャビテーション係数 k を減少させる。 k の低下に伴って、発生したキャビティは漸次増大する。その様子は図-4 の通りである。ただし、キャビテーション係数 k は、

$$k = \frac{P - P_v}{\frac{1}{2} \rho v^2}$$

である。ここに P 、 v はそれぞれ翼前方の静圧と流速、 P_v は水温に相当する水の飽和蒸気圧



図—4 キャビテーション発生の様子

力、 ρ は水の密度である。

欠円翼に発生するキャビテーションにおいては、発生場所によって3種類認めることができる。それらを図-5のように名づける。IおよびII種は主として翼の迎え角によって、III種は翼背面の曲率によってその発生が大きく影響を受ける。 k の大きさはキャビテーションの

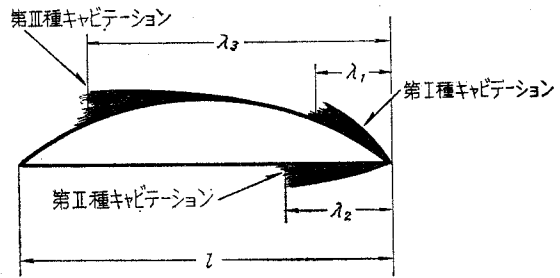


図-5

発生し易さの程度を表わすと考え得るが、上記3種の発生は翼の迎え角、翼型の形状、流れの状態等によって影響を受け一義的に定まらない。

同一の翼においてIおよびIII種が同時に生じていることは稀である。すなわち使用した欠円翼の中、厚弦比 $t/l=0.067$ および 0.093 、迎え角は前者が $+2^\circ \sim +5^\circ$ 、後者は $+3^\circ \sim +4^\circ$ の範囲に限られ、その他の条件では一方が生ずるのみである。さらに同時に発生している状態から k を下げると両者は併合することなくI種は消滅し、III種の増大が見られる。この様子は図-7のI、IIIからも判る。

2. キャビテーション発生圧

前述のようにキャビテーション係数は $k=(P-P_v)/(\rho v^2/2)$ として定義される。水が全く空気を溶有していないならば、圧力が水の飽和蒸気圧力に達したときにはじめてキャビテーションが発生することになる。別に空気溶有量測定装置によって測定した結果によると、水道水は2%程度の空気を溶有している⁸⁾。円柱の周りの圧力分布測定から求めたキャビテーション発生圧は図-6の通りである。図から判るように発生圧は飽和蒸気圧力よりも高い。このことは、キャビテーションの発生はまず溶有空気の水中からの解放に始まり、その後に気泡壁面から蒸発が起って気泡が成長増大するものと考えられる。

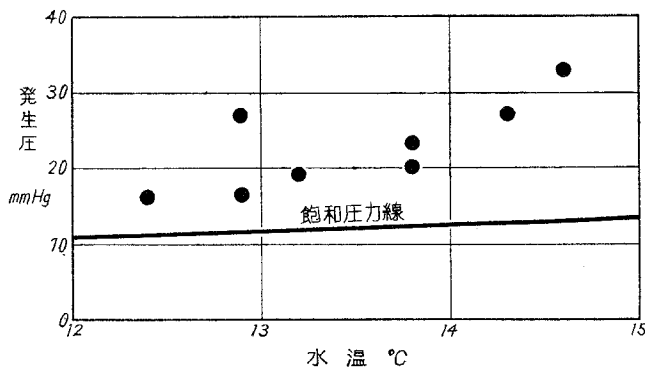


図-6 キャビテーション発生圧

3. キャビティの成長度

図-7 は供試翼 101 に発生したキャビテーションについて成長度 λ/l と流速 v との関係を示している。成長度は同じ k について考えると流速の低いほど大きく、また k が小さくなるに伴ない流速による影響が大である。図-8 に成長度と迎え角 α との関係を示す。I は変曲点を有し、他方 II については認められない。これは欠円翼表面の圧力分布により説明される。圧力分布を図-9 に示す。キャビテーション発生下の圧力分布は点線のようになる。(a) は迎え角の変化と圧力分布との関連を示している。 $(P-P_0)/(\rho v^2/2) = -1$ のときキャビテーションが

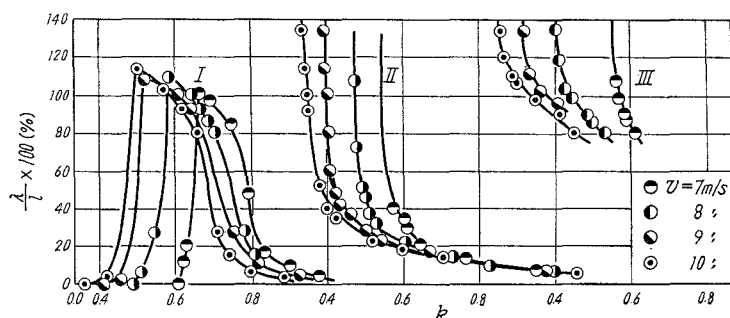


図-7 成長度と流速

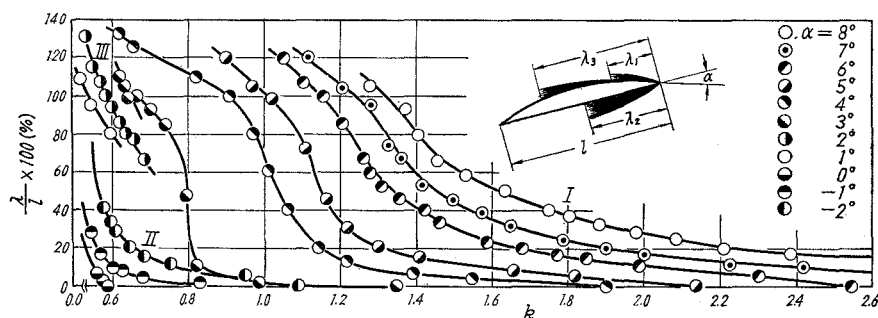


図-8 成長度と迎え角

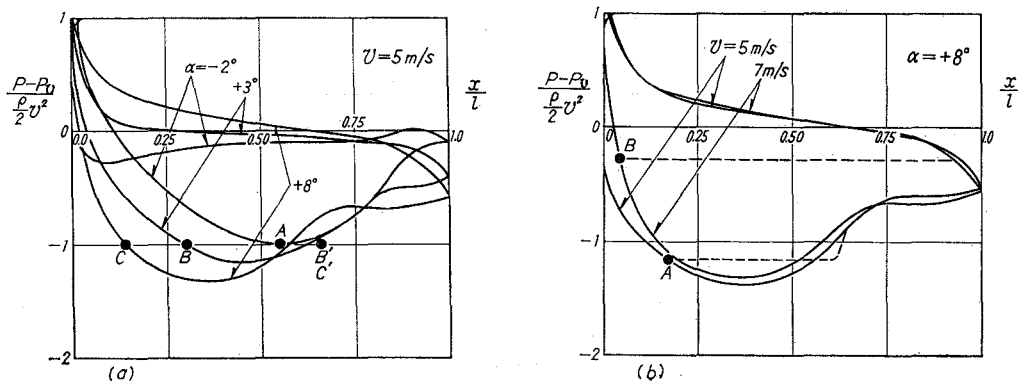


図-9 欠円翼圧力分布

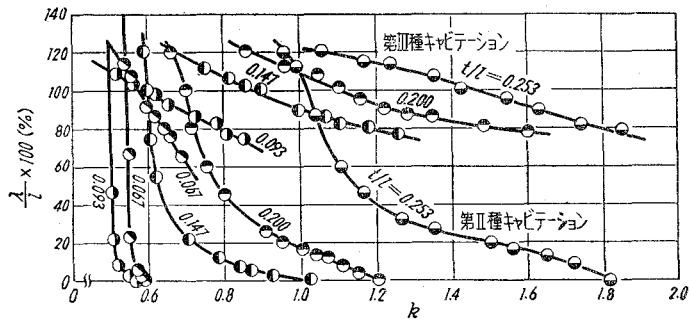


図-10 成長度と厚弦比

発生するものとすれば、 $\alpha = -2^\circ$ の場合は A 点で発生し、 $+3^\circ$ の場合には B 点で発生して B' まですでに成長していることになる。また $+8^\circ$ についても同様のことが言える。(b) は流速との関係であって、 $v = 5 \text{ m/sec}$ の場合に翼面上 A の点で発生するものと考え、 $v = 7 \text{ m/sec}$ の場合にこの圧力に相当するのは B 点になる。図-10 には成長度と厚弦比 t/l を示す。II および III は厚弦比が大きいほど発生し易い。II の曲線のうち、 $t/l = 0.067$ と 0.093 の翼については後者の発生および成長が遅い。I は全ての翼に生ずるのではなく $101 \sim 103$ までに限られた。その様子は 図-8 の I に類似する。

4. 厚弦比、迎え角と初生キャビテーション係数 k_c

k_c は初めてキャビテーションが発生するときの k の値である。図-11 において、I の各曲線は k_c の最大値を有している。最大値に相当する厚弦比を有する翼は特にキャビテーションを発生し易い。他方 II は k_c について最小値を有している。さらに最大値、最小値は点線で示すように迎え角毎に変化している。

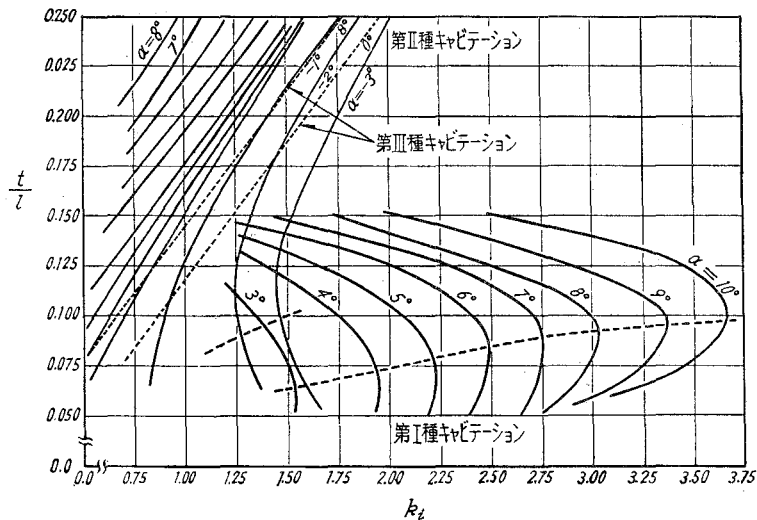


図-11 厚弦比と初生キャビテーション

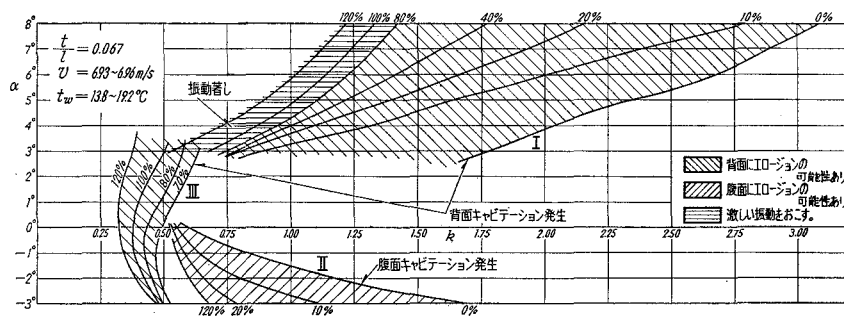


図-12

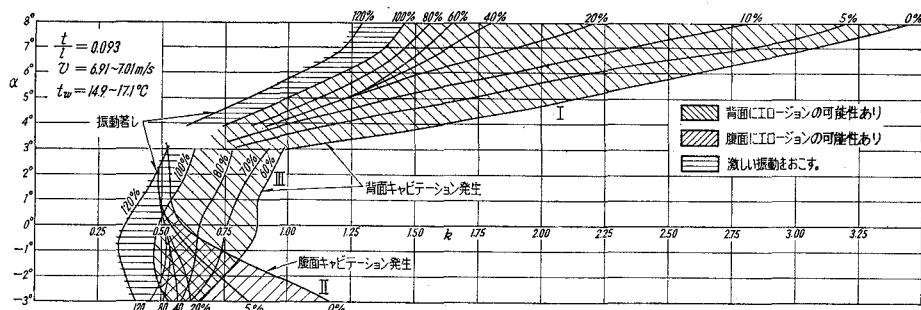


図-13

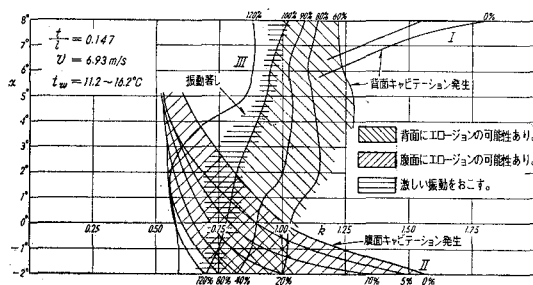


図-14

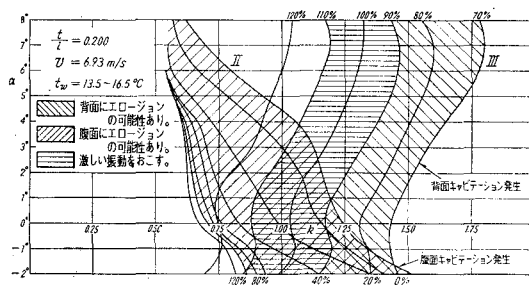


図-15

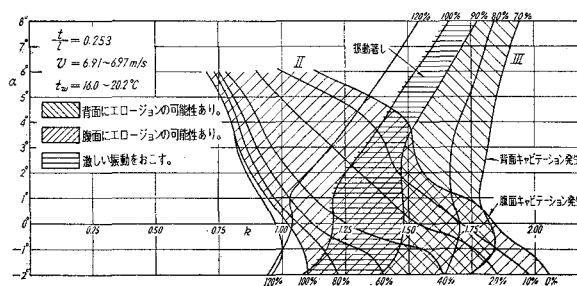


図-16

5. キャビテーション発生状況図

図-12～図-16に5種の欠円翼に生じたキャビテーション状況図を示す。パラメータとして、翼前縁からキャビティ尾端までの長さの弦長に対する百分率をとってある。さらに壊蝕の可能性のある領域および激しい振動を伴う領域とを示してある。約70%以下のときは供試翼の振動は比較的少ないが、気泡の崩壊が翼面上で起るために壊蝕の可能性があり、また周波数の高い音響を伴う。70～110%程度までは激しい振動を伴ない、水力機械内部でこのような状態が生ずるときには大きな損傷を発生すると考えられる。更にキャビティが成長すると壊蝕の可能性や激しい振動の発生は無くなる。

IV. む す び

以上において5種の欠円翼について、キャビテーション発生の様子を明らかにし、成長度と流速、迎え角および厚弦比との関連について述べた。さらにこれらを圧力分布の点からも考察を試みた。初生キャビテーションに関しては、Iの場合は k_s について最大値があり、IIは最小値がある。また状況図によって発生の状況を全体的に示した。実験に使用した水道水は約2%の空気を溶有しているが、空気溶有量とキャビテーションの発生との関係についてはさらに詳しい実験が必要とされる。

終に、実験に際し、種々協力された流体工学実験室海鋒武司、当時の大学院学生松尾征夫、早川道雄ならびに研究生遠藤剛の諸君に感謝の意を表する。

(昭和44年4月30日受理)

文 献

- 1) Harvey, E. N.: JI. Applied Physics, **18**, p. 110 (1947).
- 2) Knapp, R. T.: Proc. I. Mech. E. (A), **166**, p. 143 (1952).
- 3) 沼知・椎名: 日本機械学会論文集, **3**, p. 177 (昭12).
沼知: 日本機械学会論文集, **3**, p. 182 (昭12).
- 4) 沼知: 日本機械学会論文集, **7**, 28, III-1 (昭16).
- 5) Plesset, M. S. & Ellis, A. T.: Trans. ASME, **76**, p. 1005 (1955).
- 6) 奥田: 日本機械学会前刷集: No. 170 (1967-4).
- 7) 沼知: 東北大学高速力学研究所報告, **13**, 130; **14**, 140; **15**, 144; **16**, 145; (昭32-35).
- 8) ここに使用した装置は文献3)中記載の装置と同種のものである。

補 遺

供 試 欠 円 翼 表 面 の 理 論 圧 力 分 布

以上において5種類の欠円翼につきキャビテーションの発生状況をみた。前述の通りキャビテーションの発生は流れ場の中にある物体表面の圧力分布と密接な関係がある。

ここでは流体を完全流体として取り扱い、ポテンシャル論により供試欠円翼上の理論圧力分布を求める。

I. $z(x, y)$ —平面における速度成分 u, v

循環を伴った円柱のまわりの平行流れの複素流れポテンシャル $\omega(z)$ は次式で表わされる。

$$\omega(z) = U \left\{ (z-u) e^{-i\beta} + \frac{a_1^2}{z-u} e^{i\beta} \right\} + 2iUa_1 \sin(\beta+\gamma) \cdot \ln \left(\frac{z-u}{a_1} \right) \quad \dots (1)$$

ただし z : 円柱のまわりの流れを考える平面

U : 近寄り流れの速度

u : 欠円翼の基準円柱の中心の座標

β : 欠円翼の迎え角

γ : 基準円における第1軸と弦とのなす角 (図付-1 (a) 参照)

a_1 : 基準円柱の半径 (図付-1 (a) 参照)

$\omega = \varphi + i\psi$, $z = x + iy$, $u = x_0 + iy_0$, $x - x_0 = e$ および $y - y_0 = f$ とおくと (1) 式は次のようになる。

$$\omega = U \left\{ (e + if) (\cos \beta - i \sin \beta) + \frac{a_1^2}{e + if} (\cos \beta + i \sin \beta) \right\} + 2iUa_1 \sin(\beta+\gamma) \cdot \ln(e + if) - 2iUa_1 \sin(\beta+\gamma) \cdot \ln a_1$$

したがって速度ポテンシャル φ と流れ関数 ψ は次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} \varphi &= U \left(\frac{a_1^2}{e^2 + f^2} + 1 \right) (e \cos \beta + f \sin \beta) - 2Ua_1 \sin(\beta+\gamma) \cdot \tan^{-1} \left(\frac{f}{e} \right) \\ \psi &= U \left(\frac{e^2 + f^2}{a_1^2} - 1 \right) (e \sin \beta - f \cos \beta) + a_1 U \sin(\beta+\gamma) \cdot \ln(e^2 + f^2) - 2a_1 U \sin(\beta+\gamma) \cdot \ln a_1 \end{aligned} \right\} \quad \dots (2)$$

よって z —平面における x, y 方向の速度成分 u, v は次式から求めることができる。

$dx = de$, $dy = df$ であるから,

$$u = \frac{\partial \varphi}{\partial e} = \frac{\partial \psi}{\partial f},$$

$$v = \frac{\partial \varphi}{\partial f} = - \frac{\partial \psi}{\partial e}.$$

(2) 式のうち流れ関数 ψ を用いて u, v を求めると次のようになる。

$$\begin{aligned} \frac{u}{U} &= \frac{1}{U} \cdot \frac{\partial \psi}{\partial f} = - \frac{2fa_1^2}{(e^2+f^2)^2} (e \cdot \sin \beta - f \cdot \cos \beta) \\ &\quad - \left(\frac{a_1^2}{e^2+f^2} - 1 \right) \cos \beta + a_1 \sin (\beta + \gamma) \cdot \frac{2f}{e^2+f^2}, \\ - \frac{v}{U} &= \frac{1}{U} \cdot \frac{\partial \psi}{\partial e} = - \frac{2ea_1^2}{(e^2+f^2)^2} (e \cdot \sin \beta - f \cdot \cos \beta) \\ &\quad + \left(\frac{a_1^2}{e^2+f^2} - 1 \right) \sin \beta + a_1 \sin (\beta + \gamma) \cdot \frac{2e}{e^2+f^2}. \end{aligned}$$

II. $\zeta(\xi, \eta)$ —平面における速度成分 u_ζ, v_ζ

ζ —平面 (欠円翼のまわりの流れを考える平面) における速度 u_ζ, v_ζ (ベクトル表示として \mathbf{V}_ζ) を求めるために共役速度の絶対値を求める。

$$\begin{aligned} u_\zeta - i v_\zeta &= d\omega(\zeta)/d\zeta, \\ d\omega(\zeta)/d\zeta &= d\omega(z)/dz \cdot dz/d\zeta = \bar{\mathbf{V}}_z/|d\zeta/dz|. \end{aligned}$$

ここで $\bar{\mathbf{V}}_z$ は z —平面すなわち円柱のまわりの共役速度である。また速度と共役速度の絶対値は等しいので次の関係がある。

$$\bar{\mathbf{V}}_\zeta = \bar{\mathbf{V}}_z/|d\zeta/dz|.$$

円柱の表面は1つの流線であるから、円柱の表面ではベクトル \mathbf{V}_z は円柱に接する。写像関数 $z=z(\zeta)$ を求め、その逆関数 $\zeta=\zeta(z)$ から $d\zeta/dz$ を求める。翼型上の点はすべて円柱上の点に対応しているので、上式は円柱上と同様、翼型表面上の速度を与える。

III. 写 像 関 数

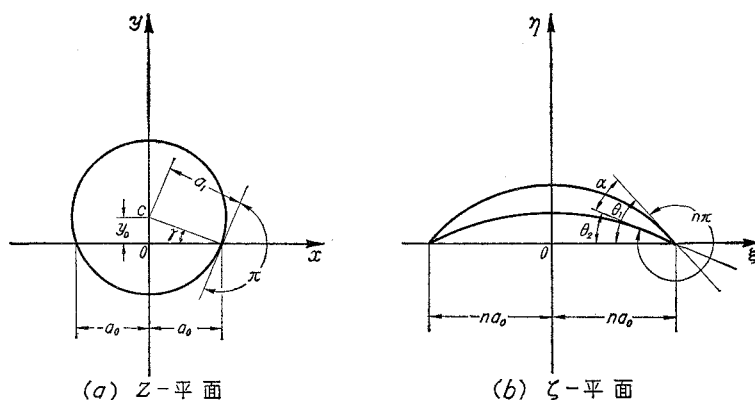
円柱から欠円翼に写像する場合の写像関数は Kármán-Trefftz の翼型の特別な場合として求められる。すなわち図付-1において z —平面を基準円柱の平面、 ζ —平面を Kármán-Trefftz の翼型の平面とすると、

$$\frac{\zeta - na_0}{\zeta + na_0} = \left(\frac{z - a_0}{z + a_0} \right)^n \quad \dots (3)$$

ただし、 $n=2-\alpha/\pi$ である。また

$$\gamma = \frac{\theta_1 + \theta_2}{4 \left(1 - \frac{\alpha}{\pi} \right)}.$$

ここで $\theta_2=0$, $\theta_1=\alpha$ とおくと欠円翼の場合となる。すなわち



図付-1

$$r = \frac{\alpha}{4 \left(1 - \frac{\alpha}{\pi} \right)}.$$

また, $a_1 = a_0 / \cos \gamma$, $y_0 = a_0 \tan \gamma$ である。

(3) 式の近似式として

$$\zeta = z + \frac{n^2 - 1}{3} \cdot \frac{a_0^2}{z} \quad \dots (4)$$

を用いる。 $\zeta = \xi + i\eta$, $z = x + iy$ とおくと, ξ , η はそれぞれ,

$$\xi = x + \frac{(n^2 - 1) a_0^2}{3} \cdot \frac{x}{x^2 + y^2},$$

$$\eta = y - \frac{(n^2 - 1) a_0^2}{3} \cdot \frac{y}{x^2 + y^2},$$

となる。(4) 式より

$$\begin{aligned} \frac{d\zeta}{dz} &= 1 - \frac{n^2 - 1}{3} \cdot \frac{a_0^2}{z^2} \\ &= 1 - \frac{n^2 - 1}{3} \cdot a_0^2 \frac{x^2 - y^2}{(x^2 + y^2)^2} + 2i \frac{(n^2 - 1) a_0^2}{3} \cdot \frac{xy}{(x^2 + y^2)^2}, \end{aligned}$$

となる。したがってその絶対値は次のようになる。

$$\left| \frac{d\zeta}{dz} \right| = \sqrt{1 - \frac{2}{3} (n^2 - 1) a_0^2 \frac{x^2 - y^2}{x^2 + y^2} + \frac{(n^2 - 1)^2}{9} a_0^4 \cdot \frac{1}{(x^2 + y^2)^2}}$$

ゆえに ζ -平面上の速度成分 u_ζ , v_ζ は

$$\frac{u_\zeta}{U} = \frac{-\frac{2fa_1^2}{(e^2 + f^2)^2} (e \sin \beta - f \cos \beta) - \left(\frac{a_1^2}{e^2 + f^2} - 1 \right) \cos \beta + a_1 \cdot \frac{2f}{e^2 + f^2} \cdot \sin(\beta + \gamma)}{\sqrt{1 - \frac{2}{3} (n^2 - 1) a_0^2 \frac{x^2 - y^2}{x^2 + y^2} + \frac{(n^2 - 1)^2}{9} \cdot a_0^4 \cdot \frac{1}{(x^2 + y^2)^2}}},$$

$$\frac{v_{\zeta}}{U} = \frac{\frac{2ea_1^2}{(e^2+f^2)^2}(e \sin \beta - f \cos \beta) - \left(\frac{a_1^2}{e^2+f^2} - 1\right) \sin \beta - a_1 \cdot \frac{2e}{e^2+f^2} \cdot \sin(\beta + \gamma)}{\sqrt{1 - \frac{2}{3}(n^2-1)a_0^2 \frac{x^2-y^2}{x^2+y^2} + \frac{(n^2-1)^2}{9} \cdot a_0^4 \frac{1}{(x^2+y^2)^2}}},$$

となる。

ζ —平面上で、物体より無限遠方の場所における圧力と流速は、 x —平面でのそれらに等しいと考えることができる。また速度ベクトル絶対値 $|V_{\zeta}| = \sqrt{u_{\zeta}^2 + v_{\zeta}^2}$ であるから、ベルヌーイの定理より次式を得る。

$$\frac{P_{\zeta}}{\rho} + \frac{u_{\zeta}^2 + v_{\zeta}^2}{2g} = \frac{P_{\infty\zeta}}{\rho} + \frac{U^2}{2g}.$$

すなわち、

$$\frac{P_{\zeta} - P_{\infty\zeta}}{\frac{\rho}{2} U^2} = 1 - \frac{u_{\zeta}^2 + v_{\zeta}^2}{U^2}. \quad \dots (5)$$

ただし P_{ζ} : ζ —平面における翼表面の圧力
 $P_{\infty\zeta}$: ζ —平面における無限遠方の圧力

(5) 式により翼表面の圧力分布を求めることができる。

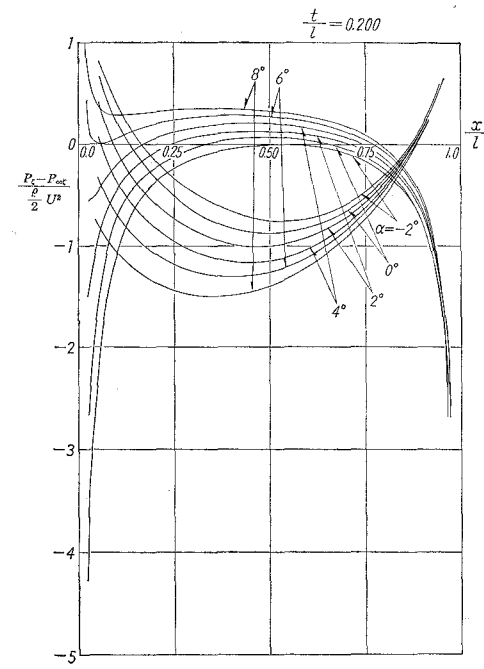
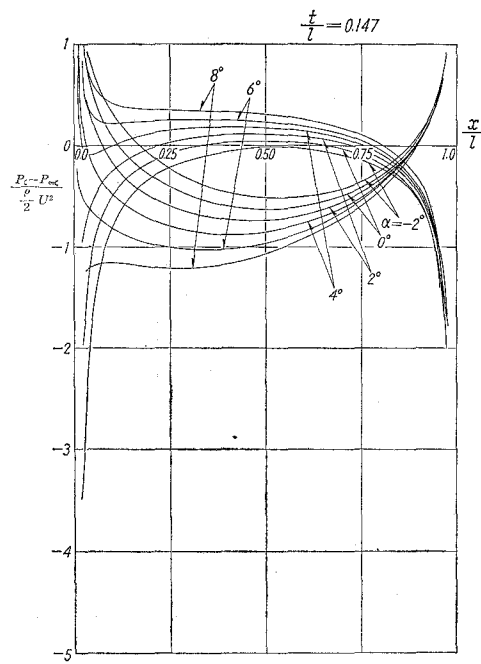
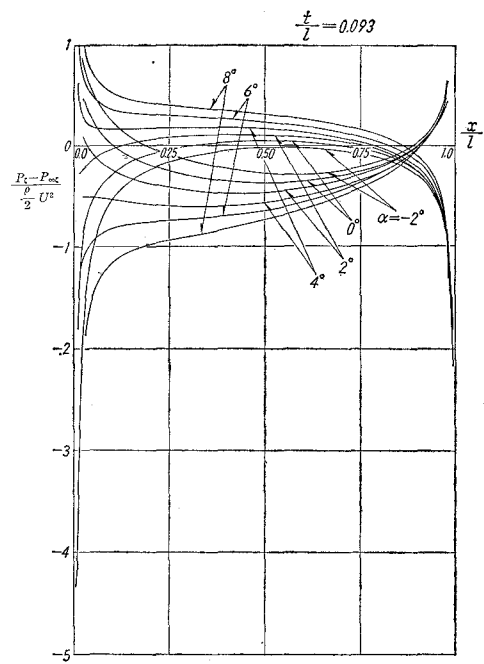
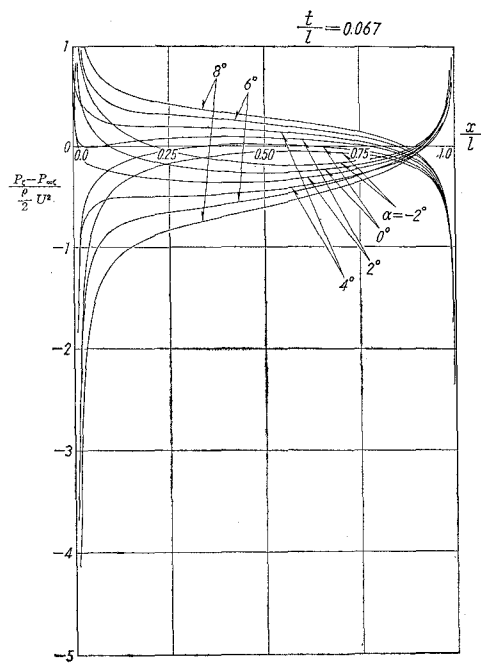
IV. 計算および結果

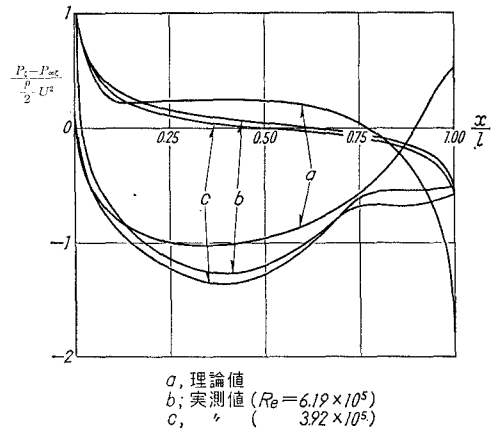
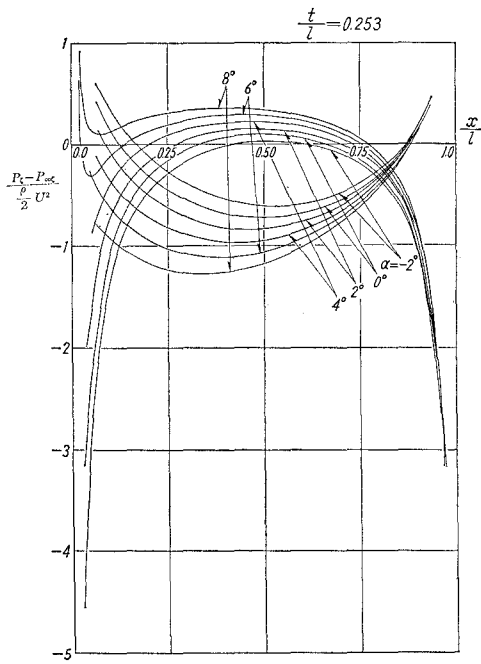
計算に使用した諸数値は表付-1の通りである。なお、翼番号101から105まではキャビテーション実験供試翼であって、201は圧力分布測定用翼である。計算には室蘭工業大学電子計算機室FACOM 231を用いた。迎え角 β は -2° から 2° 刻みで $+8^\circ$ までの6段階とした。結果を図付-2より図付-6に示す。なお実測値との比較の一例を図付-7に示す。曲線aは $t/l=0.147$ の理論値、b, cは $t/l=0.150$ の実測値である。

表付-1

翼 番 号	厚 弦 比 t/l	α	n	γ	a_1	y_0
101	0.067	14°47'	1.918	3°51'	19.597	1.316
102	0.093	20°35'	1.886	5°27'	19.978	1.901
103	0.147	31°49'	1.823	8°43'	20.808	3.153
105	0.200	42°23'	1.765	12°06'	21.735	4.556
105	0.253	52°08'	1.711	15°12'	22.711	5.954
201	0.150	33°30'	1.833	8°10'	27.548	3.914

終に上記電子計算機室の各位に深く謝意を表する。





混流ポンプの羽根曲面設計の一方方法

第1報 混流ポンプ羽根面上の流線の数式化

奥 田 教 海

A Method Designing Mixed Flow Impellers for Centrifugal Pumps

Part 1. Numerical Formulations for the Stream Lines on Mixed Flow Impellers

Kyōkai Okuda

Abstract

The author presents a certain method designing mixed flow impellers for centrifugal pumps by numerical formulations for the stream lines on the impellers that are used to be drawn on plan and elevation views.

According to this method, it is found that the three dimensionally curved surfaces of the impellers are generated smoothly and precisely, fitted for the flow conditions given to the impellers.

The procedure of the design should proceed as follows:

- a) The formulation for the stream lines on the elevation view. In many cases, the curved stream lines are circular arcs or parabolas.
- b) The formulation for the stream lines on the plan view. These are some kinds of spirals fitted for the formula, $(r-r_1)^m = k\theta$, where r is the radius of the given point, r_1 that of the entrance of the impeller, θ the spiral angle of the point, m the variable different with θ and k the constant.
- c) the examination for the both stream lines whether they are fitted for the flow conditions, by comparing the tangents on the both lines.

I. ま え が き

混流型ポンプの羽根車においては、その羽根曲面は一般に3次元の立体曲面を呈するように設計しなければ、その性能を発揮できないことは周知の通りである。このような羽根曲面の設計法には、円錐展開法¹⁾、誤差三角形法²⁾、等角関係の成立するような変数による方法³⁾、羽根車内の流れに関する理論による方法⁴⁾、等角写像による方法⁵⁾など種々あり、それぞれ特長を有する。

ここに報告する方法は円錐展開法を基本とし、羽根車内外径比の割合大きな場合、すなわち比速度の大なる場合にも適するように考察を加え、立面図および平面図における流線群を数式化して、設計試行の回数を減らし、流れの条件に適した滑かな曲面が得られるよう工夫した

ものである。この方法はまた電子計算機による曲面設計をも可能なものにする方法である。更に斜眼紙による立体的図示方法を用いれば、設計された曲面の設計の良否をも判定することができる。

II. 羽根曲面設計の手順

1. 設計目標の設定

例として図-1(a), (b)に示すような羽根車形状(比速度 $65 \text{ (m, m}^3/\text{sec)}$ 程度)のものについて説明する。流量, 揚程, 回転数, 羽根車内外径比, 羽根出口幅その他の要目が決定された後, 円錐展開法, 誤差三角形法などと同様に図-1(a)に示す立面図において, 羽根を, 等流量取扱かう分割羽根車に分け, 出口における揚程が各流線について等しくなるよう流線の長さを決定する。(文献1)参照のこと。)

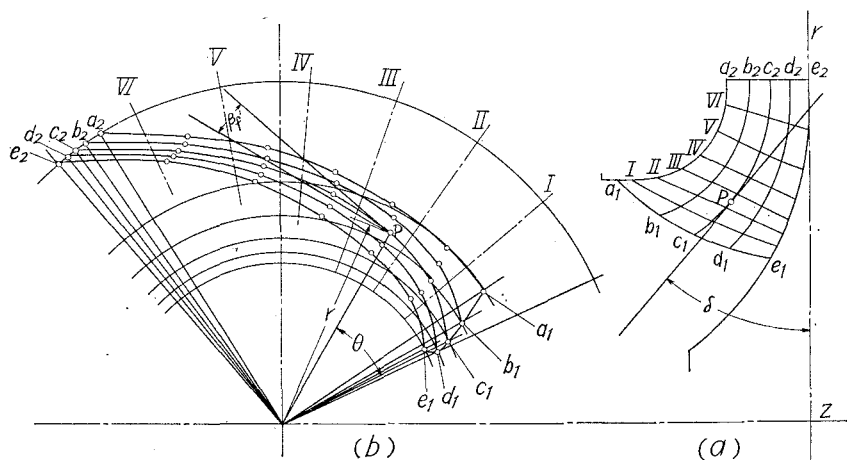


図-1

このような曲面の設計の目標は「(a)図のような流線の立面図が与えられたとき, 流れの条件(この場合, 流れの方向に重点を置く)に適するように(b)図のような流線の平面投影図を求めること」に帰着する。この2図が出来上れば, 軸を含む放射面での交線や木型断面図は一方から他方へ, 相当する点を移すことにより求めることができる。

2. 平面図における流線の数式化

図-1(b)において, 巻き角 θ , 半径 r を図のように定め, 流線の投影線の各々を

$$(r-r_1)^m = k_0 \theta \quad \dots (1)$$

なる一種のらせんの式に従うものとする。ただし m は θ により変化する指数でほぼ

$$0.5 \leq m < 1.0$$

とし, r_1 は入口の半径, k_0 は出口の r, θ によって定まる数とする。($m=1$ または 2 に固定し

たアルキメデスらせん、放物らせんおよび等角 (または対数) らせんは混流ポンプの羽根車の場合に多くは当てはまらなないと考える。) 実際の作図のときは、 θ は出口までの巻き角 θ_0 を等分したものを考えることにする。この θ_0 は最初に設定しておく。出口における半径を r_2 として

$$(r_2 - r_1)^m = k_0 \theta_0, \quad \therefore k_0 = (r_2 - r_1)^m / \theta_0$$

より (1) 式は、

$$(r - r_1)^m = (r_2 - r_1)^m \times \theta / \theta_0 \quad \dots (2)$$

となる。ここで m の変化であるが、 θ が等角度で増加するごとに m は漸減し、次式に従がい変化するものとする。すなわち、

$$m = 1 - k \left(\frac{\theta}{\theta_0} \right)^p \quad \dots (3)$$

ただし、 k, p は 1 つの流線については定数とする。円錐展開法により大よそ平面図の流線の形を定めたならば、それに最もよく適合する (3) 式の k, p を求めておく。

図-2 において、任意の流線 AB 上の点 R における流線の接線と動径 OR とのなす角を ψ とし、その余角を 流れ角 β'_t とすれば、

$$\tan \psi = \frac{r}{r - r_1} \cdot \frac{m \cdot \left(\frac{\theta_0}{\theta} \right)^p \cdot \theta}{k \cdot p \cdot \ln \left(\frac{r - r_1}{r_2 - r_1} \right) + \left(\frac{\theta_0}{\theta} \right)^p} \quad \dots (4)$$

$$\beta'_t = \pi/2 - \psi \quad \dots (5)$$

である。ここに云う「流れ角」とは、羽根車相対流線上の任意の点における流線の接線と、その点における羽根車の回転方向を示す円の接線とのなす角である。

3. 立体的流線の流れ角と平面図における流線の投影線の流れ角との関係

図-3 は斜眼紙を用いて、羽根車の 3 軸が等角に見えるよう、立体的に図示したものである。羽根車の 3 軸とは、後面シュラウド出口円を含む面内の直交 2 軸と、それらに直交する羽根車回転軸を指す。立体的流線を PQ, その平面への投影を P'Q' とする。流線に沿って羽根を創成するとすれば、前述の流れ角は羽根角となるものである。

図-3 に示すように、P 点における PQ の流れ角は β , 平面図では P'Q' の P' 点における流れ角は β'_f である。図のように P 点における周速度を u , 絶対速度を c とし、立面図において、流線の P 点における接線の傾斜角を δ とすれば、

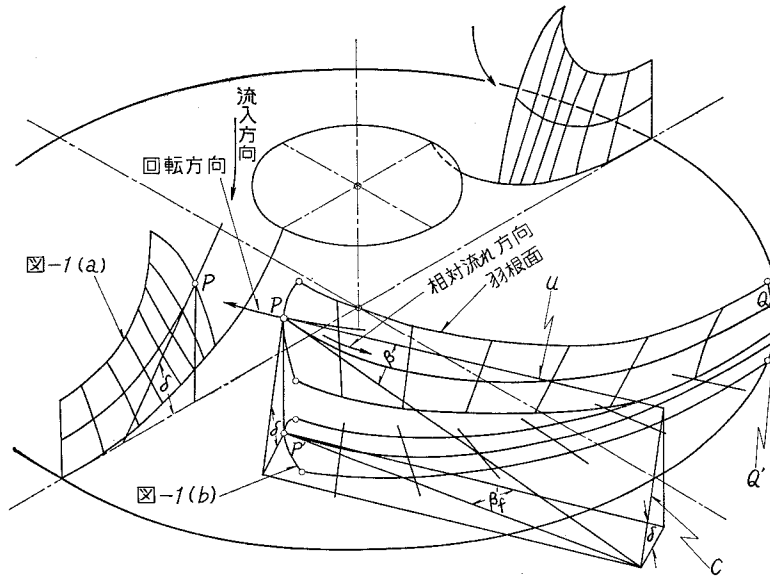


図-3 羽根面立体図

$$c = u \cdot \tan \beta_f / \cos \delta, \quad \tan \beta = c/u = \tan \beta_f / \cos \delta, \\ \therefore \tan \beta_f = \tan \beta \cos \delta \quad \dots (6)$$

である。

4. 流線の流れ角 β の設定

この β も (1), (2) 式と同様に, r に関してらせん的な変化をするものとする。入口および出口の流れ角をそれぞれ β_1, β_2 とし,

$$(r-r_1)^n = (r_2-r_1)^n \times (\beta-\beta_1)/(\beta_2-\beta_1) \quad \dots (7)$$

とおく。ただしこの場合の指数 n は 2, 1 またはそれらに近い値に固定してよい。(2) 式で求めた r の値ごとに (7) 式を書き直した式

$$\beta = \frac{\beta_2-\beta_1}{(r_2-r_1)^n} \cdot (r-r_1)^n + \beta_1 \quad \dots (8)$$

に代入して β を求めておく。

5. 立面図流線の数式化と傾斜角 δ

図-1(a) を判定すれば, このような形状のポンプ羽根車では多くは出口附近のわずかな部分を除き流線は円弧状または放物線状をなすから, 軸方向および半径方向の座標を z, r とすれば, 流線の式は一般に

$$z^2 + az + r^2 + br + c = 0 \quad \dots (9)$$

で表わされるから, 各流線ごとに a, b, c を求めておけば,

$$\tan(\pi/2 - \delta) = \frac{dr}{dz} = -\frac{2z+a}{2r+b} \quad \dots (10)$$

より, r の値ごとに z, δ が求められる。

6. $r, \theta, \beta_f', \beta_i'$ の吟味

(2) 式より r と θ との関係が, (8), (9), (10) 式より r と z, β および δ との関係が得られ, (6) 式より β_f' が得られる。また (4), (5) 式より β_i' が求められる。図-1(b) 上で $r, \theta, \beta_f', \beta_i'$ を図示して吟味する。すなわち 図-4 に示すように平面図の流線上の各点で流れ角 β_f' と β_i' が合っ

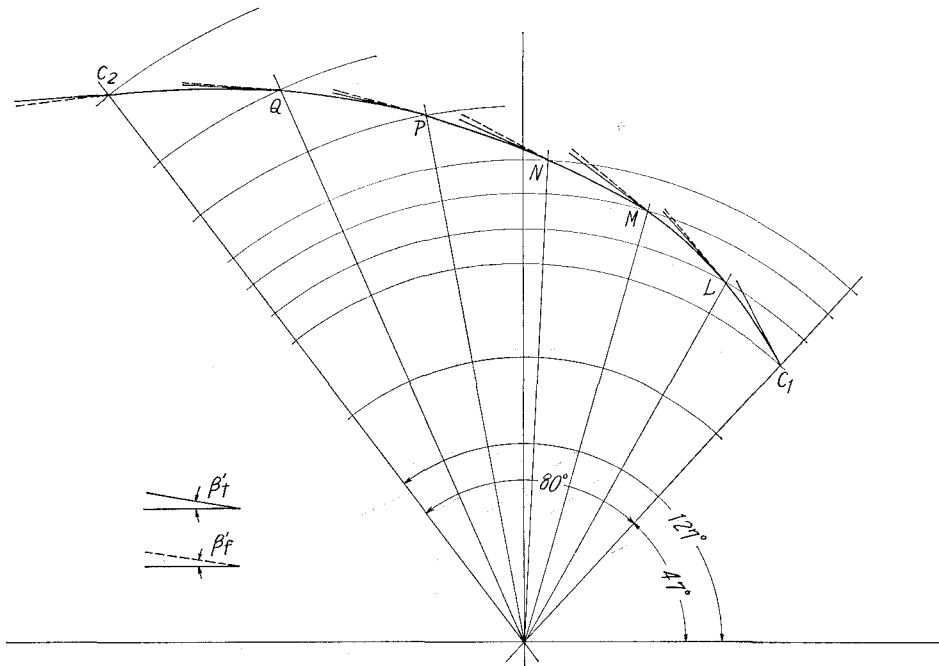


図-4 c_1-c_2 流線

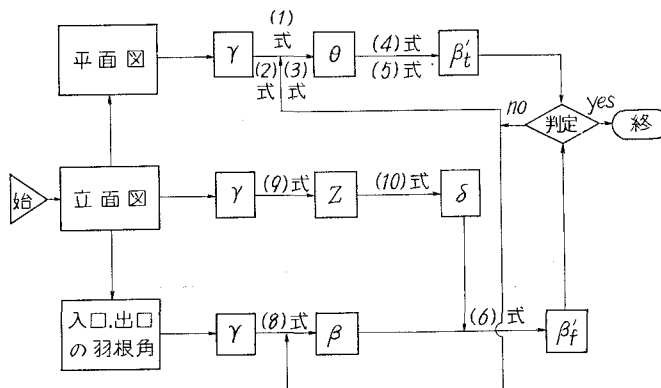


図-5 方法の概要のフロー・チャート

ているかどうかを判定する。適合していない場合は(2), (3)式および(8)式に戻って m , θ_0 , n の値を設定し直し, 適合するまで試行する。

以上の方法をフロー・チャートに示したものは図-5である。次にこの方法を用いて設計を行なった一例を示す。

混流ポンプ設計例

総揚程 $H=6.5$ m, 流量 $Q=8.1$ m³/min, 回転数 $n=725$ r.p.m.

比速度 $n_s=65$ (m, m³/sec), 軸動力 $N=15$ kW.

その流線図は図-6,-7であり, β'_f , β'_t の吟味を行なった一例は, 図-4である。このときの m は図-8のように設定した。

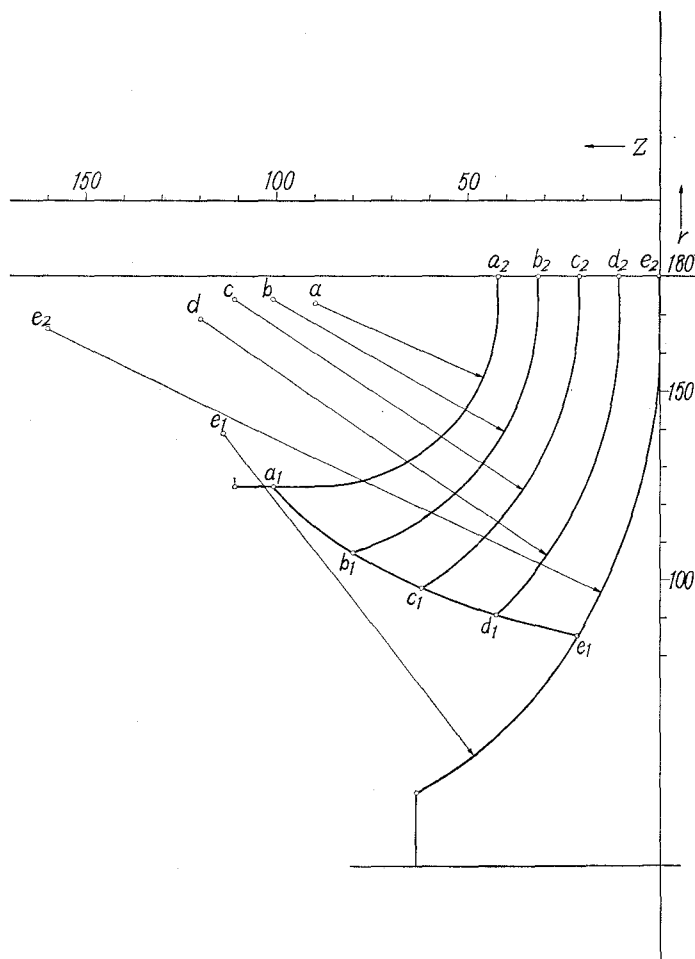


図-6 立面図

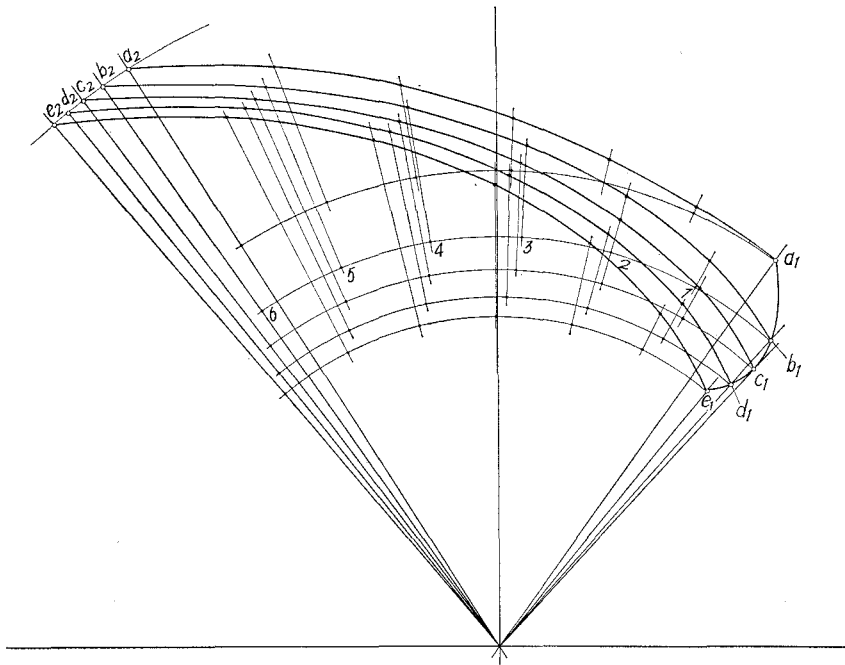
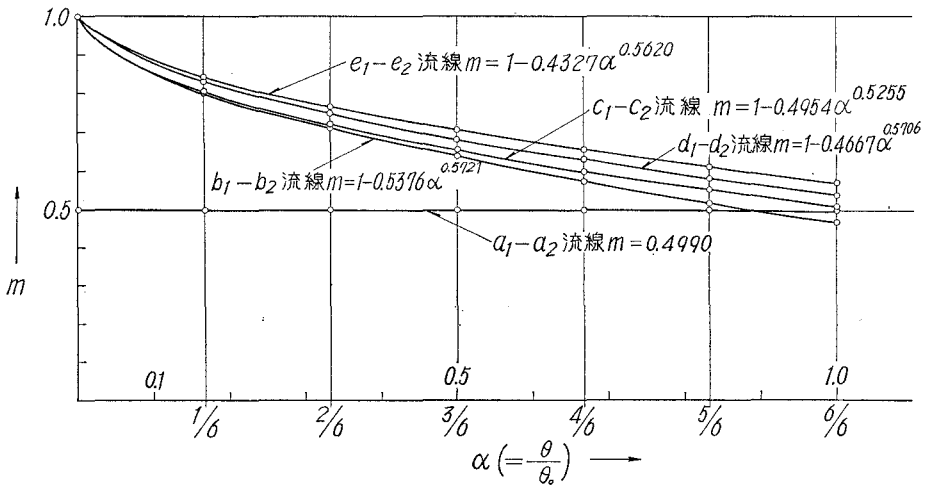


図-7 平面図


 図-8 $m-\alpha$ 関係

III. この設計法に関する検討

多くの方法では羽根曲面を何等かの方法で展開し、その展開面上で試行し、それを立体化するものであるから試行の方向をとらえにくいように考えられる。この方法は一見煩雑のように見えても簡便な数式化を行なっているので、その試行の方向を容易に見出すことができ、試行

の回数を減らしうるのが特徴である。また同種の式を用いているので、流線の変化が滑らかであり、その上各流線の相互関係も良好で、全体として滑かな曲面が精度よく得られるようになる。普通、設計図ではこのような面は立面図、平面図の上に、ある条件に合った曲面上の線の群として図示されているのであるが、この方法では曲面上の流線の任意の点の座標が連続して与えられるから曲面を立体的に図示することが容易である。また一方、電子計算機を用いて設計を進める方向にも、この方法を発展させることができる。

しかしながら、この方法には、これら流線と羽根流路内の流れとの関係や、 β'_1 , β'_2 の適合の精度など、まだ検討の余地が残されている。

羽根曲面設計の一つの方法として提案するものである。 (昭和44年4月30日受理)

文 献

- 1) たとえば, Pfeleiderer, C.: Die Kreiselpumpen für Flüssigkeiten und Gase, 263 (1955), Springer-Verlag; 佐野新三郎・有江幹男: 水力学および水力機械, 248 (1968), 工学図書.
- 2) たとえば, Stepanoff, A. J.: Centrifugal and Axial Flow Pumps, 95 (1957), John Wiley.
- 3) 田伏敬三: 浪大紀要, A-3, 16 (1955); 水力機械工学便覧, 558 (昭32), コロナ社.
- 4) 村井 等: 東北大学高速力学研究所報告, 16, 152; 16, 153 (昭35/36); 17, 170 (昭36/37); 村田 暹: 日本機械学会論文集, 27, 177, 691 (昭36-5).
- 5) Wislicenus, G. F.: Fluid Mechanics of Turbomachinery, Vol. II, 582 (1965), Dover Pub. Inc.

自動車の走行燃料消費に関する考察

沢 則 弘*・林 重 信

Some Considerations on Traffic the Fuel Consumption Characteristics of Automobile

Norihiro Sawa and Shigenobu Hayashi

Abstract

To investigate in detail the influences of running mode in urban areas and atmospheric condition on the fuel consumption of automobile, the authors have made the some theoretical considerations and calculation on that, and then measured experimentally the amount of delivery ratio, fuel flow by changing the pressure and temperature in testing room.

As a result, it is found that the fuel consumption was principally due to the condition of running mode and that theoretical results on the influences of atmospheric condition correspond fairly well with those of experiments.

I. 緒 言

自動車の走行燃料消費量の実体を正しく把握することは、燃料経済の点のみならず、排出ガスの浄化対策や交通工学的観点からも重要な研究課題と思われる。とくに自動車の需要が拡がるにつれて使用地域による条件の多様化をもたらし、たとえば高・低温度のもとで運転($4^{\circ}\text{C}\sim 30^{\circ}\text{C}$)、高地での走行(標高 $\approx 400\text{ m}$)などの機会が急増している。さらに、都市交通の混雑は経済速度での走行を困難とし、加速・制動またはアイドリング運転の占める割合が増加し、このため燃料消費率(km/lit)の低下を招いている。このように、自動車の使用条件は多岐にわたり、もはや定常運転特性の改善のみでは不十分となってきた。従って、ある基準状態における燃料消費から各種条件下の燃料消費を推定できるならば、走行燃料消費率の改善や搭載機関の特性を選定する場合などに極めて便利であり、経験的計画から脱することも可能かと思われる。従来、かかる試みも若干^{1)~4)}見受けられるが、いまだに不十分であり、不明点も多いようである。そこで、本報告では燃料消費に対する大気条件および走行条件の影響につき解析し、若干の実験結果と比較検討をしたので報告する。

II. 燃料消費に対する大気条件の影響

II-1 燃料流量(G_f)および空燃比(G_a/G_f)の変化

* 茨城大学工学部教授

高・低温下での運転や高地での走行に起因する大気条件の大幅な変化、機関の高性能化とエンジン・ルームの小型化による吸込空気温度の上昇など周囲条件の変化が著しい。

このため、とくに軽負荷運転での混合比 (G_a/G_f) は濃厚となり、燃焼状態が不調になることもあると云われている。しかし、その原因については空気密度の減少に起因すると考えているものの数値的には明らかにされていないようである。一般に気化器ベンチュリー部の負圧はベンチュリー部の流量係数、空気密度、流入速度の二乗に比例し、燃料流量はベンチュリー部の負圧、燃料の比重量の平方根、燃料ジェットの流量係数に比例するが、これら諸因子はいずれも大気条件の影響を受けるので、燃料流量も大気条件に左右されることが容易に推察される。

いま、機関に吸込まれる任意状態の空気 (G_a, γ_a, P_a, T_a) と基準状態 ($G_{a0}, \gamma_{a0}, P_{a0}, T_{a0}$) の空気によって生ずるベンチュリー部の負圧 ($\Delta P_a, \Delta P_{a0}$) は

$$\Delta P_a / \Delta P_{a0} = \left(\frac{C_{a0} \cdot \varepsilon_{a0}}{C_a \cdot \varepsilon_a} \right)^2 \cdot \left(\frac{\gamma_{a0}}{\gamma_a} \right) \left(\frac{G_a}{G_{a0}} \right)^2 \quad (1)$$

となる。なお、定常流実験によるとベンチュリー部の流量係数 ($C_a \cdot \varepsilon_a$) および燃料ジェットの流量係数 (C_f) は一定とならず、レイノルズ数 (R_e) の関数として、

$$\frac{C_{a0} \cdot \varepsilon_{a0}}{C_a \cdot \varepsilon_a} = \frac{\alpha R_{e0}^p}{\alpha R_e^p} = \left(\frac{\nu_a}{\nu_{a0}} \cdot \frac{\gamma_a}{\gamma_{a0}} \cdot \frac{G_{a0}}{G_a} \right)^p \quad (2)$$

$$\frac{C_f}{C_{f0}} = \left(\frac{\nu_{f0}}{\nu_f} \cdot \frac{\gamma_{f0}}{\gamma_f} \cdot \frac{G_f}{G_{f0}} \right)^q \quad (3)$$

で与えられる (図-1 参照)。したがって、燃料流量 (G_f) は

$$G_f / G_{f0} = \left(\frac{\nu_{f0}}{\nu_f} \right)^{\frac{q}{1-q}} \cdot \left(\frac{\gamma_f}{\gamma_{f0}} \right)^{\frac{1-2q}{2(1-q)}} \cdot \left(\frac{\nu_a}{\nu_{a0}} \right)^{\frac{p}{1-q}} \cdot \left(\frac{\gamma_{a0}}{\gamma_a} \right)^{\frac{1-2p}{2(1-q)}} \cdot \left(\frac{G_a}{G_{a0}} \right)^{\frac{1-p}{1-q}} \cdot \left(\frac{\varphi}{\varphi_0} \right)^{\frac{1}{1-q}} \quad (4)$$

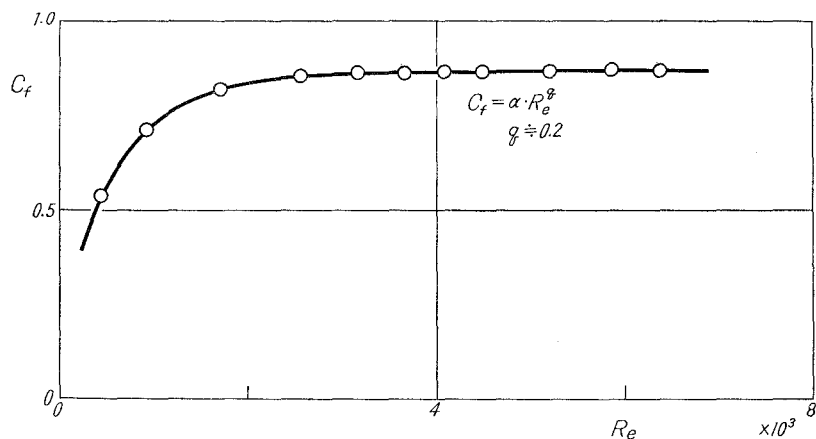


図-1(a) 燃料ジェット (No. 100) の流量係数

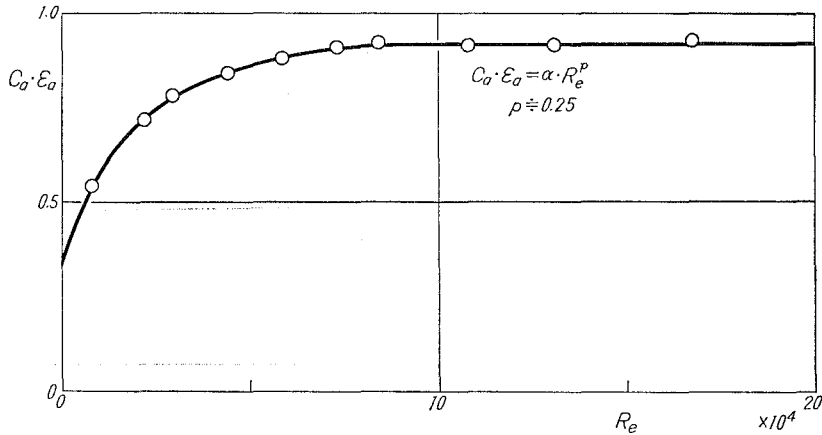


図-2(b) 気化器スロート部の流量係数

空燃比 (G_a/G_f) は

$$\frac{R}{R_0} \equiv \frac{G_a/G_f}{G_{a0}/G_{f0}} = \left(\frac{\nu_f}{\nu_{f0}} \right)^{\frac{q}{1-q}} \cdot \left(\frac{\gamma_{f0}}{\gamma_f} \right)^{\frac{1-2q}{2(1-q)}} \cdot \left(\frac{\nu_{a0}}{\nu_a} \right)^{\frac{p}{1-q}} \cdot \left(\frac{\gamma_a}{\gamma_{a0}} \right)^{\frac{1-2p}{2(1-q)}} \cdot \left(\frac{G_{a0}}{G_a} \right)^{\frac{q-p}{1-q}} \cdot \left(\frac{\varphi_0}{\varphi} \right)^{\frac{1}{1-q}} \quad (5)$$

ここに φ は浮子室油面の設定高さ (h) による負圧の修正係数であり

$$\varphi = \left(1 - \frac{\gamma_f h}{\Delta P_a} \right)^{1/2} = \left(1 - \frac{\gamma_f h A^{2-p/2} \cdot \alpha (4/\pi)^{p/2}}{\gamma_a^p \cdot \nu_a^p \cdot G_a^{-2p}} \right)^{1/2} \quad (6)$$

となる。なお、 G_a : 吸込空気量 (湿り空気)、 G_f : 燃料流量、 C_a : ベンチュリー部の流量係数、 ε_a : 圧縮性修正係数、 C_f : 燃料ジェットの流量係数、 γ_f : 燃料の比重量、 γ_a : 吸込み空気の比重量、 P_a : 大気圧、 T_a : 大気温度、 ν_f : 燃料の動粘性係数、 ν_a : 吸込み空気の動粘性係数で添字 0 は基準状態を表わす。

上式によると、燃料の動粘性係数 (ν_f) が小さく (燃料の温度が高く)、燃料の比重量が小さく (圧力が低く、温度が高く)、吸込み空気量 (G_a) が多いほど燃料流量 (G_f) は増大し、空燃比 (G_a/G_f) は濃厚になることがわかり、経験的事実とよく符合している。

厳密には燃料の気化にもとづく混合気の温度降下の影響についても考慮する必要がある (後述)。さらに比較的大きい空気清浄器を取り付け、吹き戻した混合気が新気とともに再び吸込まれるような場合には、その影響をも考慮する必要が生ずる。すなわち、供給燃料 (G_{ft}) のうち $Z \cdot G_{ft}$ の燃料が吹き戻し、新気 (G_{at}) と完全混合のもとで再び吸込まれるものと考え、吹き戻しのない場合の燃料流量と比較すると、(4) 式の誘導と同じ手法を用いて、(但し $\nu_f = \nu_{ft}$, $\gamma_f = \gamma_{ft}$),

$$\frac{G_{ft}}{G_f} = \left(\frac{\nu_{at}}{\nu_a} \right)^{\frac{p}{1-q}} \cdot \left(\frac{\gamma_a}{\gamma_{at}} \right)^{\frac{1-2p}{2(1-q)}} \cdot \left(\frac{G_{at} + ZG_{ft}}{G_a} \right)^{\frac{1-p}{1-q}} \cdot \left(\frac{\varphi_t}{\varphi} \right)^{\frac{1}{1-q}} \quad (7)$$

となる。ここに ν_{at} , γ_{at} は吸込混合気の動粘性係数, 比重量であり, 近似的には, $\nu_{at} = \nu_a$, $\gamma_{at} = (\gamma_a \cdot G_{at} + \gamma_f \cdot ZG_{ft}) / (G_{at} + Z \cdot G_{ft})$ と見做すことができるので, いま, $(G_{at} + ZG_{ft})/G_a = 1$ と考えるとき, 燃料流量は吹戻しによって幾分増加し, 過濃混合気生成されることがわかる (図-2 参照)。次に (4)~(5) 式に含まれる諸因子の影響について個々に考えると,

(1) 燃料温度の影響

燃料の微粒化を助長させる手段として燃料を直接加熱することが考えられる。その例として流入空気重量 (G_a) を一定とし, 燃料として水を使用し, それを加熱した場合の燃料流量の変化を動粘性係数 (ν_f) について整理したのが 図-3 である。同図にはガソリンを使用した場合の実験値をも併記しているが, いずれも動粘性係数 (ν_f) の増加に伴って燃料流量 (G_f) はほぼ直線的に減少している。

また比重量の小さいガソリンの実験値が水の値よりも低い傾向を示している。これらは, 燃料流量 (G_f) が $(\nu_{f0})/(\nu_f)^{\frac{q}{1-q}} \cdot (\gamma_f/\gamma_{f0})^{\frac{1-2q}{2(1-q)}}$ に比例するという (4) 式の結論と定性的によく符合している。

いま, 供試燃料ジェット No. 100 の指数 $q = 0.20$

(図-1 参照) および水の動粘性係数 (ν_f) と温度との

関係を機械工学便覧より求め $(\nu_f/\nu_{f0}) = (T_a/T_{a0})^5$, 5°C を基準として燃料温度 (T_f) の空燃比 (R)

におよぼす影響を (5) 式から算出すると 図-4 に示すように燃料温度の増加に伴って, 燃料流量

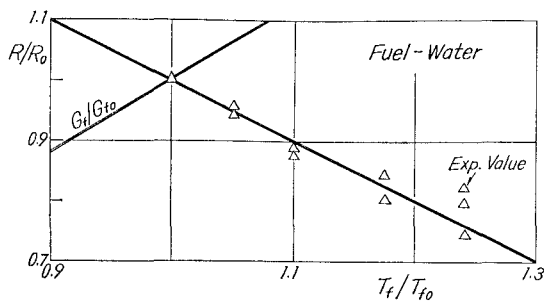


図-4 燃料温度と空燃比

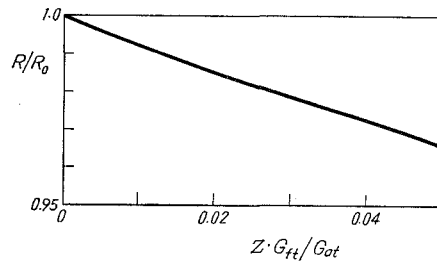


図-2 吹戻し燃料と空燃比

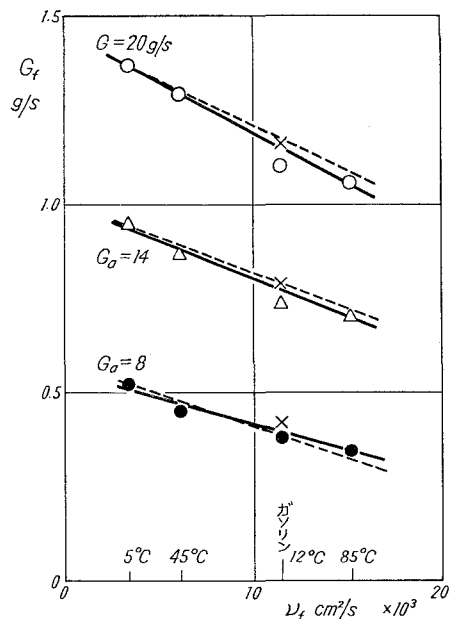


図-3 燃料温度と燃料流量

は増大し, 空燃比は濃厚になることがわかる。同図には 図-3 の実験結果から求めた実験値 (Δ 印) をも併記しているが, 計算曲線上にほぼ揃っており, 定量的にも上述の考察が十分妥当なことがわかる。なお厳密には, 燃料流出による混合気の温度上昇, 燃料の気化の影響なども考慮する必要があるであ

ろう（とくに燃料としてガソリンを用いた場合）。

(2) 大気温度の影響

大気温度は燃料の温度と吸込空気の温度を規定する。したがって、(4), (5) 式において、燃料の動粘性係数 (ν_f), 比重量 (γ_f), 吸込空気の動粘性係数 (ν_a), 比重量 (γ_a) および吸込空気重量 (G_a) に影響するので、燃料流量 (G_f) や空燃比 (G_a/G_f) も変動するであろう。なお、空気の動粘性係数は Sutherland の実験式から

$$\left. \begin{aligned} \frac{\nu_a}{\nu_{a0}} &= \frac{T_{a0}+107}{T_a+107} \cdot \left(\frac{T_a}{T_{a0}}\right)^{\frac{3}{2}} \cdot \frac{\gamma_{a0}}{\gamma_a} \\ \gamma_a/\gamma_{a0} &= (P_a/P_{a0})/(T_a/T_{a0}) \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

で与えられる。これに対し、油類の動粘性係数は Meyer の実験式と同様に、

$$\mu_f/\mu_{f0} = (1+C_1 t_{a0}+C_2 t_{a0}^2)/(1+C_1 t_a+t_a^2)$$

で与えられ、比重量に関する実験式として

$$\gamma_f/\gamma_{f0} = \left\{1-0.00065(t_a-20)\right\} / \left\{1-0.00065(t_{a0}-20)\right\}$$

などが見受けられるが比重量 (γ_f) に対する温度の影響はごく小さいので無視し、動粘性係数 (ν_f) に関してはハンドブックの資料をもとにしてより簡単な実験式として

$$\nu_f/\nu_{f0} = (T_{f0}/T_f)^a \quad (9)$$

を求め (ガソリンの場合 $a \approx 5$)、この (8), (9) 式を (4), (5) 式に代入すると燃料流量 (G_f) および空燃比 (G_a/G_f) に対する大気温度 (T_a) の影響は次のように与えられる。(但し $P_a = P_{a0}$)

$$\frac{G_f}{G_{f0}} = \left(\frac{T_f}{T_{f0}}\right)^{\frac{a \cdot q}{1-q}} \cdot \left(\frac{T_{a0}+107}{T_a+107}\right)^{\frac{p}{1-q}} \cdot \left(\frac{T_a}{T_{a0}}\right)^{\frac{1+3p}{2(1-q)}} \cdot \left(\frac{G_a}{G_{a0}}\right)^{\frac{1-p}{1-q}} \cdot \left(\frac{\varphi}{\varphi_0}\right)^{\frac{1}{1-q}} \quad (10)$$

$$R/R_0 = \left(\frac{T_{f0}}{T_f}\right)^{\frac{a \cdot q}{1-q}} \cdot \left(\frac{T_a+107}{T_{a0}+107}\right)^{\frac{p}{1-q}} \cdot \left(\frac{T_{a0}}{T_a}\right)^{\frac{1+3p}{2(1-q)}} \cdot \left(\frac{G_{a0}}{G_a}\right)^{\frac{q-p}{1-q}} \cdot \left(\frac{\varphi_0}{\varphi}\right)^{\frac{1}{1-q}} \quad (11)$$

しかるに、吸込空気量 (G_a) に対する温度 (T_a) の影響は、供試機関の種類にもより、正確に規定することが難しい。いま、J. C. Livengood による静的流入過程の解析結果と同様に体積効率 η_v が、大気温度に関係なく一定値を示すものと考えると

$$G_a/G_{a0} = (P_a/P_{a0}) \cdot (T_{a0}/T_a) \quad (12)$$

充填効率に対する実験式が適用できる場合には

$$G_a/G_{a0} = (P_a/P_{a0})^m \cdot (T_{a0}/T_a)^n \quad (13)$$

但し $m=1.1 \sim 1.2$, $n=0.6 \sim 0.9$ である。したがって (12) 式は (13) 式において $m=1$, $n=1$ の場合に相当するので、それを含めて、吸込空気量 (G_a) は (13) 式で与えられるものとする ($G_a/G_{a0}=1$ の場合には $m=0$, $n=0$)、(13), (10), (11) 式から大気温度の影響は

$$G_f/G_{f0} = \left(\frac{T_f}{T_{f0}}\right)^{\frac{\alpha \cdot q}{1-q}} \cdot \left(\frac{T_{a0}+107}{T_a+107}\right)^{\frac{p}{1-q}} \cdot \left(\frac{T_a}{T_{a0}}\right)^{\frac{p(3+2n)-2n+1}{2(1-q)}} \cdot \left(\frac{\varphi}{\varphi_0}\right)^{\frac{1}{1-q}} \quad (14)$$

$$R/R_0 = \left(\frac{T_{f0}}{T_f}\right)^{\frac{\alpha \cdot q}{1-q}} \cdot \left(\frac{T_a+107}{T_{a0}+107}\right)^{\frac{p}{1-q}} \cdot \left(\frac{T_{a0}}{T_a}\right)^{\frac{p(3+2n)-2nq+1}{2(1-q)}} \cdot \left(\frac{\varphi_0}{\varphi}\right)^{\frac{1}{1-q}} \quad (15)$$

となる。上式から大気温度 (T_a) の空燃比 (R) に及ぼす影響を計算し、実験結果 (○, △印) と比較したのが 図-5 である。同図には給気のみを加熱した場合 ($a=0$) で、吸込空気量 (G_a) が温度に無関係 ($n=0$) のときを点線で、吸込空気量 (G_a) が (12) 式の関係で変化する場合 ($n=0.75$) を実線で示しており、さらに大気温度を変えた場合の影響

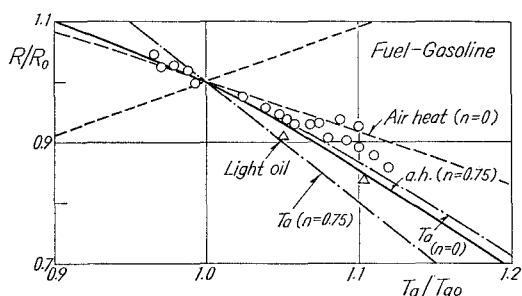


図-5 大気温度と空燃比

を一点鎖線 ($T_a(n=0.75)$ および $T_a(n=0)$) で併記してある。図によると、実験値は計算値よりも幾分高い値を示しているが、これは燃料の気化による混合気の温度低下を考慮していないためであり、石神氏²⁾の実験結果から燃料の気化率 (x) に関する実験式 $x=0.4(T_a-225)$ を作り、任意状態 (T_a) における燃料の気化による温度降下 (Δt_i) を求め、(15) 式における大気温度 (T_a) を補正し、空燃比 (R) を算出すると、 $T_a(n=0.75)$ および $T_a(n=0)$ の曲線は、給気加熱の曲線 $a.h.(n=0.75)$ および $a.h.(n=0)$ にほぼ一致し、実験値にかなりよく一致するようになる。したがって、(15) 式に燃料の気化による温度降下を考慮するならば大気温度の空燃料比 (R) に及ぼす影響を適確に知ることができるであろう。

なお、大気温度のみが変化した場合には乾燥空気と湿り空気 (添字 s) との関係は絶対湿度 (y) を用いると

$$\gamma_{as} = (1+y)\gamma_a, \quad G_{as} = (1+y)G_a$$

で与えられるので、吸込乾燥空気が (13) 式と同様に乾燥空気の分圧の m 乗に比例するものと仮定すると有効空燃比 (R) は

$$R/R_0 = \left\{ \frac{y_0(1+y)R_w/R_a}{y(1+y_0)R_w/R_a} \right\}^{\frac{1+2m(q+p)-2p}{2(1-q)}} \cdot \left(\frac{1+y_0}{1+y} \right)^{\frac{1}{2(1-q)}} \cdot \left(\frac{\varphi_0}{\varphi} \right)^{\frac{1}{1-q}} \quad (16)$$

で与えられる。また湿り空気量が (13) 式で与えられる場合には ($P_a=P_{a0}$, $T_a=T_{a0}$)

$$R/R_0 = \left\{ \frac{y_0}{y} \cdot \frac{(1+y)R_w/R_a}{(1+y_0)R_w/R_a} \cdot \frac{1+y}{1+y_0} \right\}^{\frac{1-2p}{2(1-q)}} \cdot \left(\frac{\varphi_0}{\varphi} \right)^{\frac{1}{1-q}} \quad (16')$$

となる。

(3) 大気圧の影響

圧力の粘性係数に及ぼす影響については、油類の場合、 $\mu_p/\mu_1 = a^p$, ($a = 1.001 \sim 1.003$) の実験式が見受けられるものの、その影響はきわめて小さく、空気に対するものとして機械工学便覧の表から概算すると無視できる程度である。そこで大気圧の影響は、吸込空気の比重量 (γ_a) と吸込空気量 (G_a) にのみ作用するものと見做すならば、燃料流量 (G_f) および空燃比は (G_a/G_f) は

$$G_f/G_{f0} = \left(\frac{P_a}{P_{a0}} \right)^{\frac{2m(1-p)-1}{2(1-q)}} \cdot \left(\frac{\phi}{\phi_0} \right)^{\frac{1}{1-q}} \quad (17)$$

$$R/R_0 = \left(\frac{P_{a0}}{P_a} \right)^{\frac{2m(q-p)-1}{2(1-q)}} \cdot \left(\frac{\phi_0}{\phi} \right)^{\frac{1}{1-q}} \quad (18)$$

で与えられる (但し $\nu_f = \nu_{f0}$, $\gamma_f = \gamma_{f0}$, $\mu_a = \mu_{a0}$)。

次に、大気温度を一定とし ($T_a/T_{a0} = 1$)、実験室内圧力 (タンク内圧力) を変えた場合 ($\gamma_{f0}/\gamma_f = 1$, $\nu_{f0}/\nu_f = 1$, $T_a/T_{a0} = 1$) の実験結果と (18) 式において $m=0$ および $m=1.2$ ((12) 式が成立) とした場合の計算値を図-6 に比較しているが、この場合、吸込空気量に対して (13) 式の関係が成立する場合の方が実験値とよく一致している。以上燃料の温度、大気温度、圧力を別々に変えた実験結果と計算結果とがよく一致することが確認された。

すなわち、

$$G_f/G_{f0} = \left(\frac{T_f}{T_{f0}} \right)^{\frac{a \cdot q}{1-q}} \cdot \left(\frac{T_{a0}+107}{T_a+107} \right)^{\frac{p}{1-q}} \cdot \left(\frac{T_a}{T_{a0}} \right)^{\frac{p(3+2n)-2n+1}{2(1-q)}} \cdot \left(\frac{P_a}{P_{a0}} \right)^{\frac{2m(1-p)-1}{2(1-q)}} \cdot \left(\frac{\phi}{\phi_0} \right)^{\frac{1}{1-q}} \quad (19)$$

$$\frac{G_a/G_f}{G_{a0}/G_{f0}} = \left(\frac{T_{f0}}{T_f} \right)^{\frac{a \cdot q}{1-q}} \cdot \left(\frac{T_{a0}+107}{T_a+107} \right)^{\frac{p}{1-q}} \cdot \left(\frac{T_{a0}}{T_a} \right)^{\frac{p(3+2n)-2nq+1}{2(1-q)}} \cdot \left(\frac{P_{a0}}{P_a} \right)^{\frac{2m(q-p)-1}{2(1-q)}} \cdot \left(\frac{\phi_0}{\phi} \right)^{\frac{1}{1-q}} \quad (20)$$

が燃料流量 (G_f) および空燃比 (G_a/G_f) に及ぼす大気条件の影響を適確に表示することがわかる。

II・2 燃料消費率の変化

大気条件による燃料消費率 (b) の変化を求めようとするとき、正味馬力に対する大気条件の影響を知る必要がある。一般に点火時期と空燃比 (R) を適当に調節すれば図示馬力は吸込空気量に比例するものと見做することができるが、摩擦損失が機関によって一定ではないので、正味馬力に対する大気条件の影響を正確に導くことは難しく、数多くの出力修正式が提案されている。いま JIS D 1002 (1962) の出力修正式において、湿度の影響を省略すると

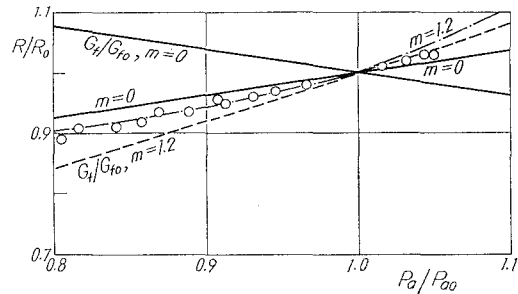


図-6 大気圧と空燃比

$$N_e/N_{e0} = (P_a/P_{a0}) (T_{a0}/T_a)^{1/2}$$

となるので(19)式から燃料消費率(b)は

$$b/b_0 = \left(\frac{T_f}{T_{f0}} \right)^{\frac{\alpha \cdot q}{1-q}} \cdot \left(\frac{T_{a0} + 107}{T_a + 107} \right)^{\frac{p}{1-q}} \cdot \left(\frac{T_a}{T_{a0}} \right)^{\frac{p(3+2m) - 2(m-1) - q}{2(1-q)}} \cdot \left(\frac{P_{a0}}{P_a} \right)^{\frac{3-2q-2m(1-p)}{2(1-q)}} \cdot \left(\frac{\phi}{\phi_0} \right)^{\frac{1}{1-q}} \quad (21)$$

となる。なお上式の計算結果を図-7に示しているが、標高が増し大気圧が低下し大気温度が低下するほど燃料消費率(b)が悪化するという経験的事実をよく説明している。

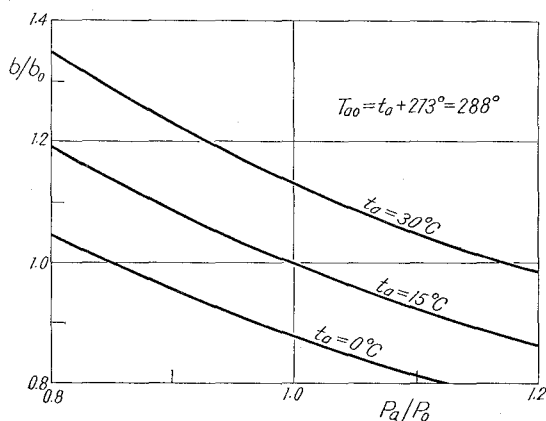


図-7 大気条件と燃料消費率

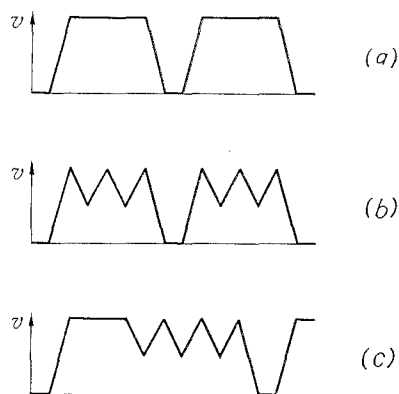


図-8 各種走行模型

III. 燃料消費に対する走行状態の影響

III-1 都市交通の走行模型と近似

都市交通の混雑に伴い走行状態も複雑多岐にわたっている。しかし、深沢氏の詳細な調査研究によると図-8に示すように郊外型(a)、都市内型(b)および近郊型(c)の三種類に大別される。なお、郊外型(a)や都市内型(b)は近郊型(c)の特殊な場合に属するので走行模型の基準を近郊型(c)で代表させることとし、走行状態の燃料消費に及ぼす影響について考察をすすめよう。使用せる記号は図-9および次のとおりである。

L : 全走行距離, l : 距離, k : 燃料消費量(cc/s), T : 全走行時間, t : 所要時間, m : 停止回数率($= m'/L$; m' : 停止回数), ε : 停止時

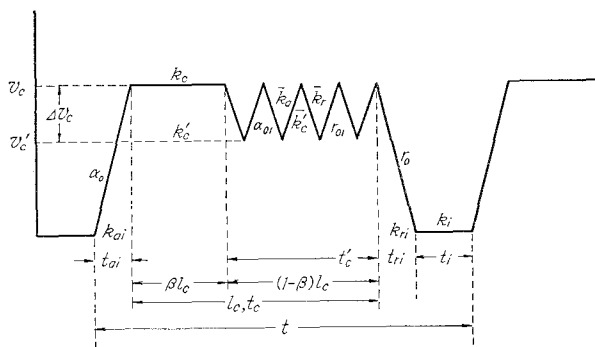


図-9 走行模型と記号

間率, v : 速度, α : 加速度, γ : 減速度, ϕ : 速度変動率 $\left(=1/2 \frac{dv_c}{v_c}\right)$, β : 定常走行率, g : 重力定数, μ : ころがり抵抗係数, μ_t : 空気抵抗係数, A : 車体の前面投影面積, θ : 路面の傾斜, v_a : 車体の対空気速度, G : 車体重量, $\phi: \Delta G/G$, ΔG : 回転部分担当重量, 添字 a は加速状態, r は減速状態, i はアイドリング状態, c は定速運転時の状態を表わす。

(1) 加速度 (α) および減速度 (γ)

発進時の加速度 (α) は一般に $\alpha = \alpha_0 e^{-\alpha t}$ で表わされるが, ここでは問題を簡単にするため $\alpha = \alpha_0 (= \text{const})$ の発進をし, 減速状態も同様に $\gamma = \gamma_0 (= \text{const})$ と仮定する。

(2) 加速運転および減速運転時の燃料消費 (k_{ai} , k_{ri})

加速運転時の所要トルク (T_e) と定常走行時の所要トルク (T_{es}) との割合は

$$\frac{T_e}{T_{es}} = 1 + \frac{1 + \phi}{g(\mu \cos \theta + \sin \theta + \mu_t \cdot A \cdot v_a^2/G)} \cdot \frac{dv}{dt} = 1 + \zeta \frac{dv}{dt} \quad (3.1)$$

となる。なお, 平坦路 ($\theta=0$) の場合には係数 (ζ) は

$$\zeta = (1 + \phi)/g(\mu + \mu_t \cdot A \cdot v_a^2/G) \quad (3.2)$$

である。したがって, 燃料の供給や加速状態が理想的であれば, 加速運転時と定常走行時の燃料消費量の割合は式から得られる筈である。いま, 大道寺氏の研究から $\phi = \Delta G/G \doteq 0.08$, $\mu = 0.01$, $\mu_t = 0.0025$ を日産セドリックをモデルとしてその諸元表から $G = 1500 \text{ kg}$, $A = 2.11 \text{ m}^2$ を採用し, 車速 $v_a = 0 \sim 60 \text{ km/h}$ につき計算すると $\zeta = 11.0 \sim 4.82$ となる。ここに係数 (ζ) は車速 (v_a) の関数である。しかし, 実際には加速運転時の燃料供給状態は理想的でなく, 変速ギヤの使用状態によっても燃料消費量は大幅に変わる。このため, 燃料消費量が定常走行時の約5倍の値を示している実験結果も見受けられる。そこで, アイドリング速度 (v_i) から一定速度 (v_c) までの加速時平均燃料消費量 (\bar{k}_{ai}) は

$$\bar{k}_{ai} = \frac{1 + \zeta}{v_c - v_i} \frac{dv}{dt} \cdot \int_{v_i}^{v_c} k_a \cdot dv = (1 + \delta \alpha_0) \frac{k_c + k_i}{2} \quad (3.3)$$

であらわされるものとする。したがって, δ は ζ の平均値として概略 $\delta = 8.0 \text{ s}^2/\text{m}$ となり, 加速度 (α_0) は $\alpha_0 = 1.0 \text{ m/s}^2$ 程度に見積られる。これに対し, 減速時の平均燃料消費量 (\bar{k}_{ri}) は定速時燃料消費量 (k_c) とアイドリング時燃料消費量 (k_i) との算術平均

$$\bar{k}_{ri} = (k_c + k_i)/2 \quad (3.4)$$

で与えられるものとする。さらに, 定速時燃料消費量 (k_c) は同一変速ギヤでは機関回転速度 (車両速度) に比例するものと見做すならば, 速度変動区間 $((1-\beta)l_c, t_c)$ の平均加速度燃料消費量 (\bar{k}_a) は

$$\bar{k}_a = (1 + \delta_1 \alpha_{01}) \cdot (1 - \phi) \cdot k_c \quad (3.5)$$

となり, また平均減速度燃料消費量 (\bar{k}_r) は

$$\bar{k}_r = (1-\phi) \cdot k_c \quad (3.6)$$

となる。

III・2 平均燃料消費 ($F \cdot \text{km/lit}$) の算出

図-9 に示した走行模型において、全平均速度 (\bar{V}) および全平均燃料費 (F) は

$$\bar{V} = L/T = \frac{1-\varepsilon}{m} \cdot \frac{1}{t_{ai} + t_c + t_{ri}} \quad (3.7)$$

$$F = \bar{V} \left[\frac{\bar{k}_{ai} \cdot t_{ai} + \bar{k}_c \cdot t_c + \bar{k}_{ri} \cdot t_{ri}}{t_{ai} + t_c + t_{ri}} (1-\varepsilon) + k_i \cdot \varepsilon \right]^{-1} \quad (3.8)$$

で与えられる。したがって前節の仮定や、次の関係

$$\left. \begin{aligned} t_{ai} &= v_c / \alpha_0, & t_{ri} &= v_c / \gamma_0, & t_a &= 2\phi v_c / \alpha_{01}, & t_r &= 2\phi v_a / \gamma_{01} \\ t_c &= \frac{1-\phi\beta}{1-\phi} \cdot \frac{l_c}{v_c}, & t'_c &= \frac{1-\beta}{1-\phi} \cdot \frac{l_c}{v_c} = 2\phi n v_c (1/\alpha_{01} + 1/\gamma_{01}) \end{aligned} \right\} \quad (3.9)$$

$$l_c = \frac{1}{m} - \frac{1}{2} v_c^2 (1/\alpha_0 + 1/\gamma_0), \quad n = \frac{1-\beta}{2\phi(1-\phi)} \cdot \frac{l_c}{(1/\alpha_{01} + 1/\gamma_{01}) v_c} \quad (3.10)$$

$$k_c \cdot t_c = \frac{k_c \cdot \beta \cdot l_c}{v_c} + 2k_c(1-\phi) \left\{ \frac{1-\beta}{2(1-\phi)} \cdot \frac{l_c}{v_c} + \phi \cdot \delta \cdot n \cdot v_c \right\} \quad (3.12)$$

を (3.7) および (3.8) 式に代入し、整理すると平均速度 (\bar{V}) は

$$\bar{V} = \frac{1-\varepsilon}{m} \left[(1/\alpha_0 + 1/\gamma_0) v_c + \frac{1-\phi\beta}{1-\phi} \left\{ \frac{1}{m v_c} - \frac{1}{2} (1/\alpha_0 + 1/\gamma_0) v_c \right\} \right]^{-1} \quad (3.12)$$

全平均燃料消費 ($F \text{ km/lit}$) の逆数は

$$\begin{aligned} 1/F &= m \cdot v_c \cdot k_c \left\{ \frac{1+k_i/k_c}{2} (1/\alpha_0 + \delta + 1/\gamma_0) + \frac{k_i}{k_c} \cdot \frac{\varepsilon}{1-\varepsilon} (1/\alpha_0 + 1/\gamma_0) \right\} \\ &+ \left\{ \frac{k_c}{v_c} - \frac{1}{2} m \cdot v_c \cdot k_c (1/\alpha_0 + 1/\gamma_0) \right\} \left\{ 1 + \frac{(1-\beta) \delta_1}{(1/\alpha_{01} + 1/\gamma_{01})} + \frac{k_i}{k_c} \cdot \frac{\varepsilon}{1-\varepsilon} \cdot \frac{1-\phi\beta}{1-\phi} \right\} \end{aligned} \quad (3.13)$$

で与えられる。したがって、走行パターン (b) の場合には $\beta=0$ となるので

$$\begin{aligned} 1/F &= m \cdot v_c \cdot k_c \left\{ \frac{1+k_i/k_c}{2} (1/\alpha_0 + \delta + 1/\gamma_0) + \frac{k_i}{k_c} \cdot \frac{\varepsilon}{1-\varepsilon} (1/\alpha_0 + 1/\gamma_0) \right\} \\ &+ \left\{ \frac{k_c}{v_c} - \frac{1}{2} m \cdot v_c \cdot k_c (1/\alpha_0 + 1/\gamma_0) \right\} \left\{ 1 - \frac{\delta_1}{(1/\alpha_{01} + 1/\gamma_{01})} + \frac{k_i}{k_c} \cdot \frac{\varepsilon}{1-\varepsilon} \cdot \frac{1}{1-\phi} \right\} \end{aligned} \quad (3.14)$$

走行パターン (a) の場合については $\beta=0$, $\phi=0$, $\alpha_{01}=\gamma_{01}$, $\delta_1=0$ となるので

$$\begin{aligned} 1/F &= m \cdot v_c \cdot k_c \left\{ \frac{1+k_i/k_c}{2} \left(\frac{1}{\alpha_0} + \delta \frac{1}{\gamma_0} \right) + \frac{k_i}{k_c} \cdot \frac{\varepsilon}{1-\varepsilon} (1/\alpha_0 + 1/\gamma_0) \right\} \\ &+ \frac{k_c}{v_c} - \frac{1}{2} m \cdot v_c \cdot k_c (1/\alpha_0 + 1/\gamma_0) \left\{ 1 + \frac{k_i}{k_c} \cdot \frac{\varepsilon}{1-\varepsilon} \right\} \end{aligned} \quad (3.15)$$

なお、走行パターン (a) の場合については吉田氏の解析が見受けられるが、(3・15) 式では加速および減速運転時の影響が考慮されている。

いま、(3・13) 式において、日産自動車 KK のセドリック ($V_h=1500$ cc) を対称として、 $\alpha_0=\gamma_0=\alpha_{01}=\gamma_{01}=1.0$ m/s²、 $\delta=\delta_{01}=8$ s²/m とし、 k_i/k_c の値はアイドリング燃費を $k_i=0.0935$ cc/s、アイドリング機関回転数を $N=600$ r.p.m., 定常運転時の燃料消費率を $f=18$ km/lt と仮定し車速 (v_c) に応じて表-1 のように見積った。かかる条件のもとに、各因子 ($m, \varepsilon, \phi, \beta, v_c$ など) を $m=0, 2 \times 10^{-4}, 5 \times 10^{-4}, 1.0 \times 10^{-3}$; $\varepsilon=0, 0.1, 0.2$; $\beta=1.0, 0.5, 0$; $v_c=5.56, 8.38, 11.1, 13.9, 16.75$ m/s のように選んで、その場合の平均走行速度 (\bar{V} m/s) および平均燃料消費 (F km/lt) を計算し代表例につき整理したのが図-10 である。

図によると、 $\alpha_0, \gamma_0, \delta, k_i$ などの見積りが大きすぎたため、燃料消費 (F km/lt) の値は常識的な値よりもかなり小さいようではあるが、燃料消費 (F) の改善をはかるためには、停止回数率 (m)、停止時間率 (ε)、速度変動率 (λ)、変動回数 (n)、速度変動時間率 (β) および定速時燃費 (k_c)、アイドリング燃費 (k_i) を小さくすることが如何に重要であるかがよくわかる。ここで、 $m, \varepsilon, \lambda, \beta$ は交通流の状態や運転技術に左右される因子であり、 k_c, k_i は機関性能や動力伝達機構、車両重量などに基因する性能値である。したがって、機関の燃料消費率の改善やアイドリング回転数を下げるこ

表-1

v_c (kmh)	v_c (m/s)	k_c (cc/s)	k_i/k_c
20	5.56	0.3080	0.3050
30	8.38	0.400	0.235
40	11.1	0.6166	0.1525
50	13.9	0.770	0.1225
60	16.75	0.9240	0.1015

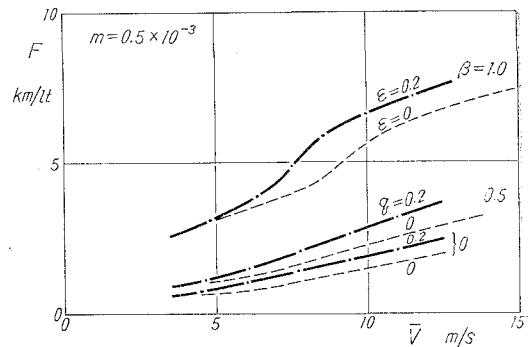


図-10 (a) 走行燃料消費

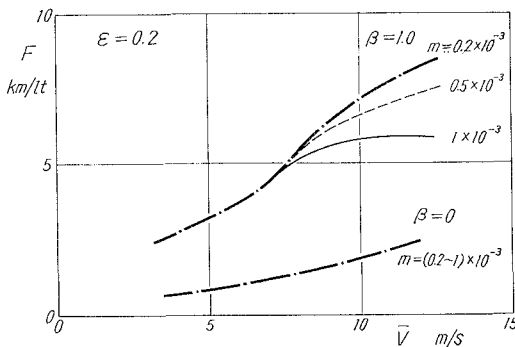


図-10 (b) 走行燃料消費

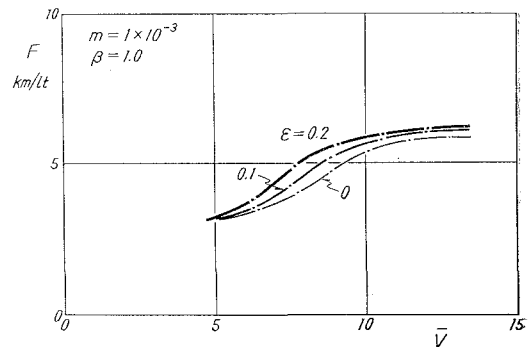


図-10 (c) 走行燃料消費

が、重要となってくることがわかる

IV. 結 言

以上、自動車の走行燃料消費量に及ぼす大気条件と走行状態の影響について、大まかな仮定のもとに若干の考察を試み、その定性的傾向を示した。その結果、走行燃料消費量はこれら諸因子の影影を大きく受けるので、定常運転状態や規準状態における機関性能の改善も重要ではあるが、かかる交通事情に対する改善が重要であり、さらに運転技術もかなり大きな因子であらうことが明らかになった。

終りにのぞみ、日頃御指導御鞭撻を賜わっている東京大学宇宙航空研究所浅沼強教授、北海道大学深沢正一教授、村山正助教授、数値計算にあたって種々御助言を頂いた本学奥田教海助教授に謝意を表する。

(昭和44年4月30日受理)

文 献

- 1) 吉田：自動車技術，**19**, 11 (S-40-11), 898.
- 2) 林：トヨタ技術，**15**, 3 (S-38-12), 18.
- 3) 深沢：自動車技術，**21**, 4 (S-42-4), 329.
- 4) 武田：法政大学工学部研究集報，**3** (S-41-2), 85.
- 5) 大道寺：自動車工学概論．工学図書株式会社 (S-40-10).

強制対流拡散下の液面燃焼の特性について

沢 則 弘*・林 重 信

On the Characteristic of Liquid Surface Combustion under the Forced Convective Diffusion

Norihiro Sawa and Shigenobu Hayashi

Abstract

To investigate the fundamental characteristic and construction of the liquid surface evaporating-combustion, we measured mainly the fuel consumption, the distribution and maximum value of combustion flame temperature, and the flame height and took the photograph of flame-shape and sketched the construction of combustion flame.

These experiments are carried out with the liquid surface combustor of 20 mm diameter changing the velocity of supplied air, the depth of liquid surface in combustion cup, the distance from the cup end to the exit of supplying air tube, and the depth of the combustion cup.

This paper presents the results obtained from the experiments as mentioned above.

I. 緒 言

自由液面における液体燃料の蒸発燃焼は、石油火災や、ポット式石油ストーブの特別な場合に関係しており、その燃焼速度は空気と燃料蒸気との混合拡散に強く支配されるので、物理的条件すなわち火炎から液面への熱伝達量、燃焼用空気の流れ状態に左右されるであろう。従来、液面燃焼の燃焼速度や火炎構造などに関する理論的および実験的研究も数多く見受けられるが、強制対流下における液面燃焼に関しては比較的少ない。

また、室蘭港におけるタンカー（ヘイム・ワイルド号）の火災やポット式石油ストーブ内における火炎の挙動等にみられるように不明の点も多いようである。かかる観点から強制対流下の液面燃焼における火炎特性に注目し、その第1段階として、火炎と平行に強制送風させた場合について、燃焼容器の深さ、油面深さ、送風状態などの火炎構造に及ぼす影響について実験的に調べたので報告する。

II. 実験装置および方法

実験装置の写真を図-1 (a), (b) に、配置系統図を図-2 に、供試燃焼器の詳細を図-3 に示

* 茨城大学工学部教授

す。すなわち、市販の薄肉パイプ (内径 $20\text{ mm}\phi$) を利用して、深さ $l=5\text{ mm}$, 10 mm および 35 mm の燃焼容器 (3 種類計 7 個; 図-3(a) 参照) と強制送風管 (図-3(b) 参照) を製作し、燃焼容器を強制送風管に挿入して両管先端の距離 (h) を任意に設定し ($h=40, 20, 0, -20$ および

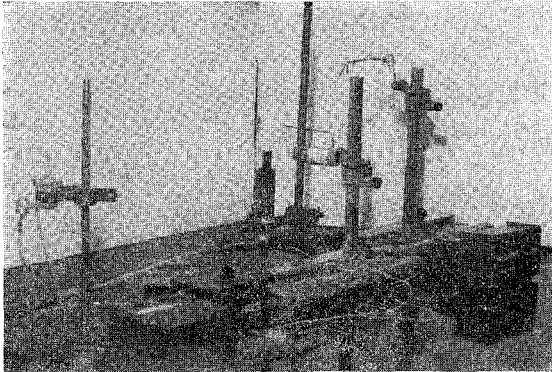


図-1(a)

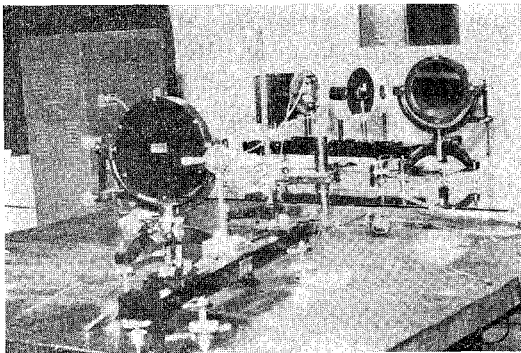


図-1(b)

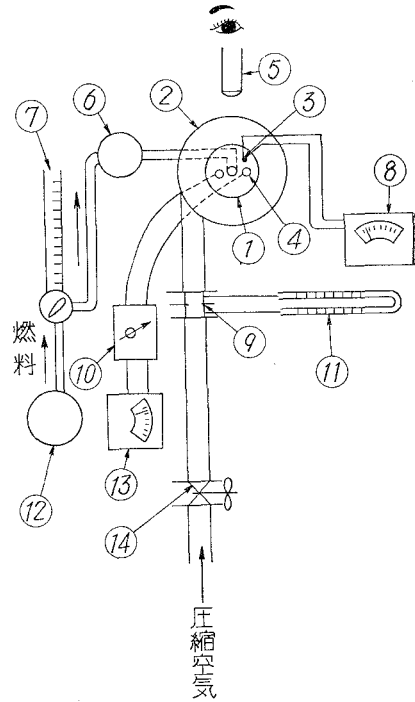


図-2 実験装置

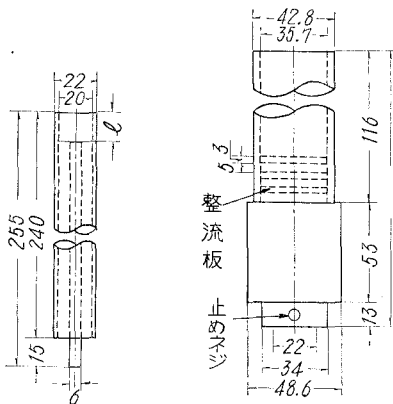


図-3(a) 燃焼カップ

図-3(b) 強制送風管

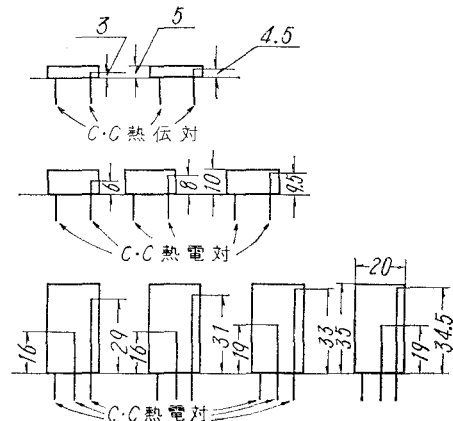


図-4 熱電対取り付け位置

−40 mm), 強制送風式液面燃焼器とした。この際, 燃料には灯油 1 号を用い, 燃料タンクから容積型流量計 (図-2, ⑦), 液面調正用浮子室 ⑥ を経て燃焼容器に供給する。これに対し, 強制送風用空気は空気圧縮機から流量調整用コック ⑭, 流量測定用の管内丸型オリフィス ⑨, 強制送風管内の整流装置を経て, 燃焼容器外周から火炎に平行に送風する。なお, 空気流速の測定には丸型オリフィスの他にサーミスタ風速計をも使用した。燃焼時の液温は予め燃焼容器に取付けた C・C 熱電対 ④ で (図-4 参照), 燃焼火炎の温度分布や最高温度の測定は二次元微動装置に固定した A・C 熱電対 ③ で, その最高温度の生ずる箇所や火炎長さ (L) はカセットメーター ⑤ を用いて測定した。また, 火炎形状の記録はカラー写真撮影, シュリーレン撮影 (図-1 (b) 参照) およびスケッチによった。なお強制送風流速 $v_a = 0$ のときは強制送風管 ② の底部を開放して自然通風が行なわれるようにした

III. 実験結果および方法

III・1 火炎形状および燃焼速度

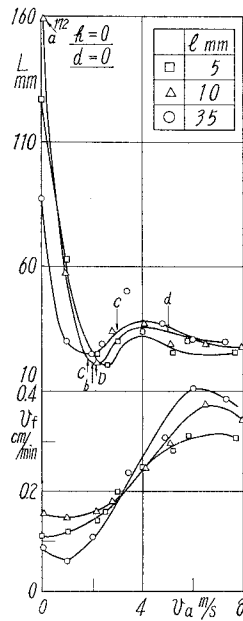
3 種類の燃焼容器 ($l=5, 10$ および 35 mm) を用い, 任意の容器高さ (h), 液面深さ (d) に設定し強制送風の流速 (v_a) を無風状態 ($v_a = 0$) から徐々に増加させた場合の実験結果 (火炎長さ (L), 燃焼速度 (v_f)) の代表例を図-5, 6, 7, 8 に示す。また, 図中, a, b, c, ..., A, B, ... などに対応する燃焼火炎のカラー写真, シュリーレン写真およびスケッチ図を図-9, 10 に示す。まず, 図-5, 図-9 および 図-10 において, 無風状態 ($v_a = 0$) における液面燃焼の火炎は表面が滑らかな円錐状の橙色火炎で, その底部は燃焼容器の縁に覆いかぶさって, Blue flame となっている。

これはよく知られている代表的層流火炎である (図-9 (a) 参照, ここでは A 型火炎という)。この場合, 激しい煤の発生が認められ, 燃焼速度も低い。この燃焼速度 (v_f) および火炎長さ (L) は $v_f = 0.1 \sim 0.15$, $L/D = 4.5 \sim 8.5$ (D : 容器直径) で, Blinov の実験値¹⁾, $v_f = 0.2$ cm/min, $L/D = 7 \sim 8$ とかなりよく近似している。しかし, いずれも燃焼容器の深さ (l) によって大幅に変わっている。従来, 液面燃焼の燃焼速度は燃焼容器の直径に左右されることが指摘されており, たとえば H. C. Hottel²⁾ は

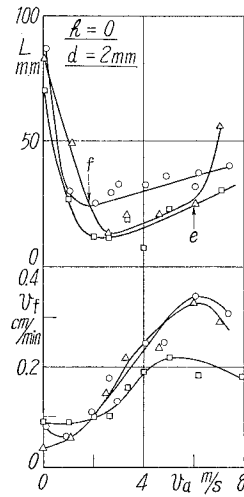
$$v_f = \frac{1}{\rho H} \cdot \frac{4q}{\pi D^2}$$

ρ : 液体の密度, H : 蒸発熱, q : 熱面の熱吸収速度, D : 容器直径

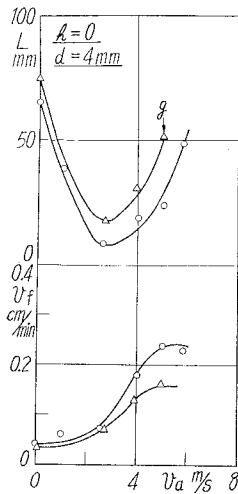
の関係を与えて, 燃焼速度 (v_f) を支配する熱面の熱吸収速度 (q) は火炎と燃料液面との間の熱伝導, 熱対流および熱輻射の和で求められ, それら各因子の寄与の大きさが容器径 (D) により変化するという考えのもとに実験結果を説明している。同様に, 供試燃焼容器では直径が比較的小さいので, 容器の縁を介しての熱伝導の寄与が大きく, その値が容器深さ (l) によって異な



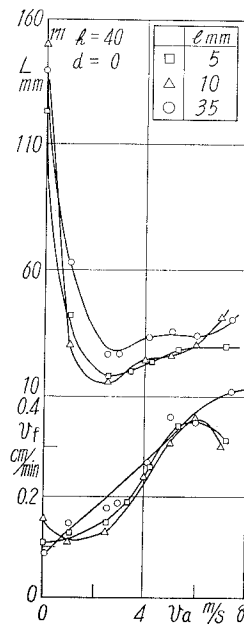
図—5 火炎長さ，燃焼速度と空気流速
($h=0$, $d=0$)



図—6 火炎長さ，燃焼速度と空気流速
($h=0$, $d=2$)



図—7 火炎長さ，燃焼速度と空気流速
($h=0$, $d=4$)



図—8 火炎長さ，燃焼速度と空気流速
($h=40$, $d=0$)

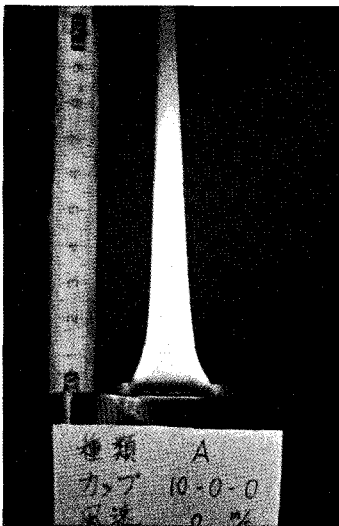


図-9(a)

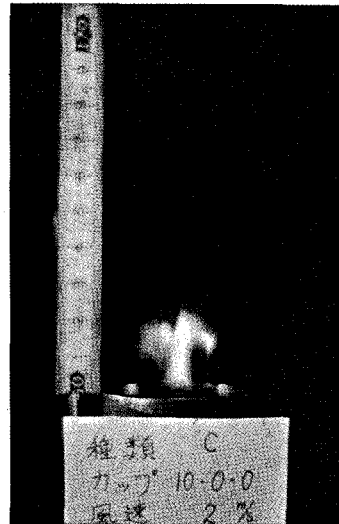
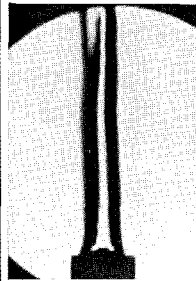


図-9(b)

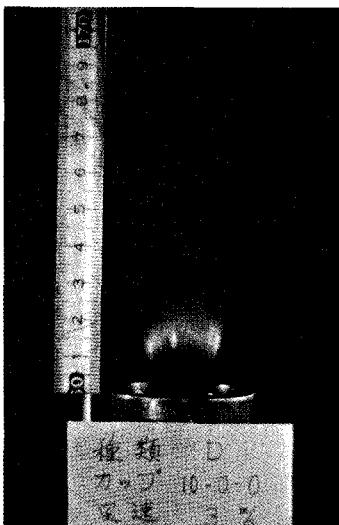


図-9(c)

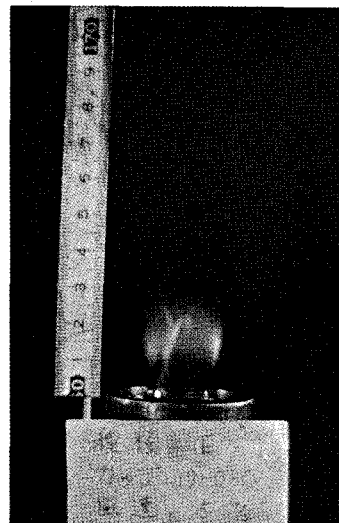


図-9(d)



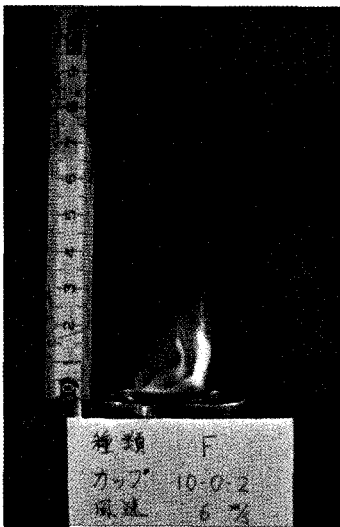


図-9(e)

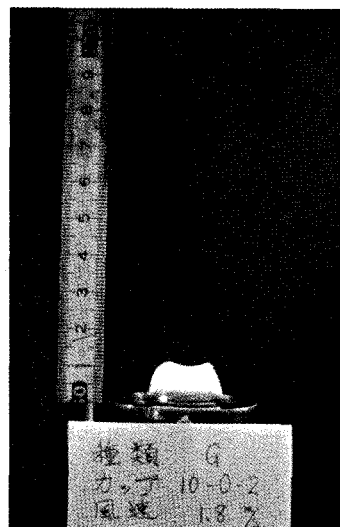


図-9(f)

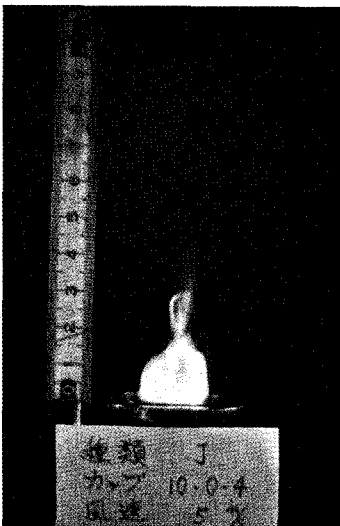


図-9(g)

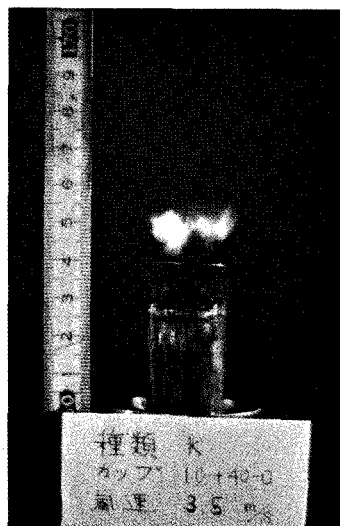
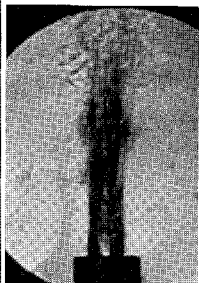


図-9(h)



るために生じた現象と思われる。なお、この場合の火炎長さ (L) は燃焼容器 $l=5, 10$ および 35 mm に対し、それぞれ $L=126, 172$ および 87 mm 、そのときの燃焼速度 (v_f) は $1.1, 1.55$ および 0.85 cm/min となり、火炎長さ (L) と燃焼速度 (v_f) との間には直線的比

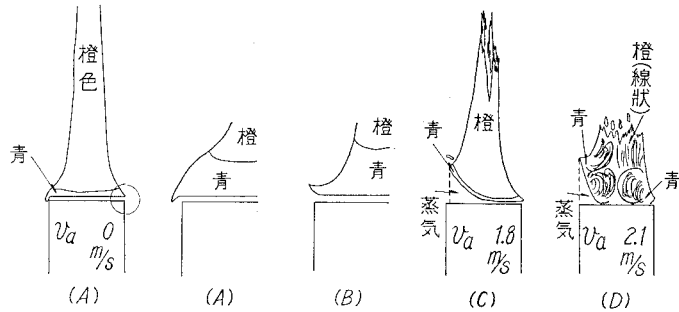


図-10 火炎の形状 ($h=0, d=0$)

例関係があることがわかる。この結果は、K. Wohl³⁾ や Hottel⁴⁾ らがバーナー層流拡散炎から求めた関係

$$L = V \cdot D^2 \cdot \theta_f / 4Q$$

V : ガス出口から x における流速, θ_f : 無次元量, D : 管径, Q : 拡散係数

と全く同一の傾向である。このように、本実験と K. Wohl らの研究とでは燃料の供給形式が違いますが同一の法則に支配されているものと考えられる。次に、強制送風の空気流速を徐々に増加させていくと、まず火炎底部の Blue flame が燃焼容器から離れはじめ (図-10 (A) および (B) 参照), つづいて浮き上り、全体としての火炎長さは急激に短縮し (燃焼速度も僅かながら低下するか、ほとんど変らない), 空気流速 $v_a = 1.8 \text{ m/s}$ 附近までは円錐状火炎である。この場合 Blue flame の厚さは不安定であるが、全体としては層流火炎に近い (図-10 (C) 参照 B 型火炎とする)。このように燃焼火炎の乱れは液面深さが $d=0$ の場合には火炎の底部から始まるがさらに、 $v_a = 2 \text{ m/s}$ となると火炎長さ (L) は最小 ($L/D = 1.0 \sim 1.2$, 図-5 参照) になるとともに層流火炎でみられた滑らかな橙色部分は消え、火炎先端部は青紫色に変わり、シュリーレン写真や肉眼でも明確に観察できるが火炎が渦状に巻き込まれるいわゆる乱流火炎に移行する (図-9 (b) および 図-5 b 印, 図-10 (D) 参照, C 型火炎とする)。この際、燃焼速度 (v_f) も増加している。

さらに流速が増すと ($v_a = 3 \text{ m/s}$), 火炎全体が Blue flame となり、その浮上り高さも増加する。このため、火炎長さ (L) も僅かに高くなる傾向を示す ($L/D = 1.5 \sim 2.0$, 図-9 (c) および 図-5 C 印参照, D 型火炎とする)。さらに空気流速 (v_a) が増加すると 図-9 (e) および (g) のように火炎の一部が吹き消えを開始し (F 型火炎および J 型火炎), このため燃焼速度 (v_f) が低下する傾向さえ示す (図-5 参照)。かかる燃焼火炎形状発生と空気流速 (v_a) との関係は概略 図-11 のとおりであり、その場合の設定条件 (燃焼容器の種類 (l), 容器の位置 (h) および液面深さ (d) は表-1 のとおりである。このように燃焼火炎の形状は気流の状態に強く支配されるので、火炎底部の燃焼容器への覆いかぶさりや、高流速時の巻き込みを防ぐ意味で燃焼容器の液面を下げると無風状態 ($v_a = 0$) における火炎長さ (L) も短かく、空気流速 (v_a) の増加による層流火炎

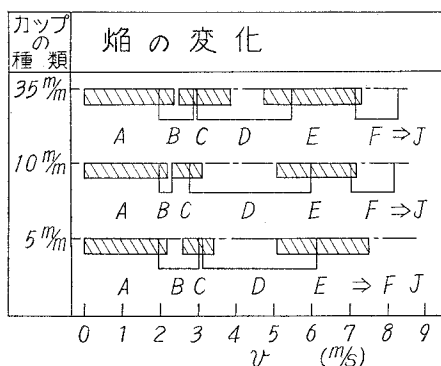


図-11 焰形状と風速の関係

は顕著に短くなる (図-6 および 図-7 参照)。さらに、高流速領域の火炎長さ (L) は急激に増加する傾向を示し $d=0$ の場合とかなり様相が異なる。

この場合燃料蒸気の拡散混合が悪化するので燃焼速度 (v_f) も低く、吹消えを生ずる空気流速 (v_a) も順次低くなる (図-12, 13, 14 および 図-15 参照)。また、これに応じて火炎形状も変わってくる。たとえば液面深さ $d=4$ mm の状態で強制送風燃焼をさせた場合に例をとると、図-16 に示すように空気流速 (v_a) に応じて変化する。すなわち、 $v_a=0$ の場合 (図-16(a) 参照) には火炎長さ (L) は短いが $d=0$ のときと同様に円錐状の層流火炎である。しかし、火炎底部の覆いかぶさりや煤の発生などはほとんど認められない。この状態で、徐々に送風空気量を増加させると火炎の先端は急激に短くなり

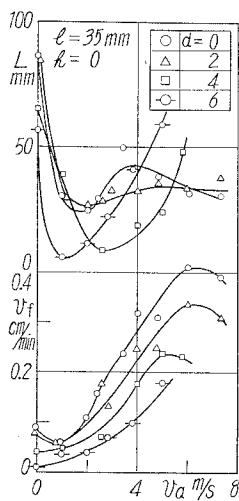
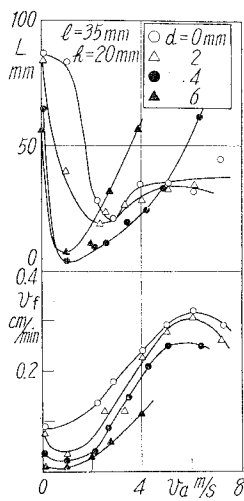
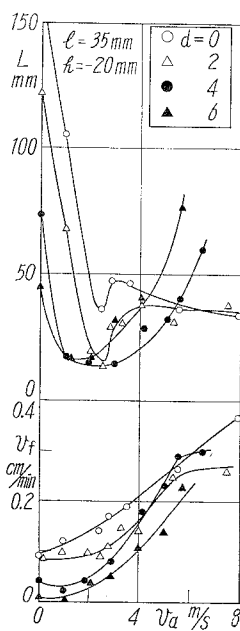
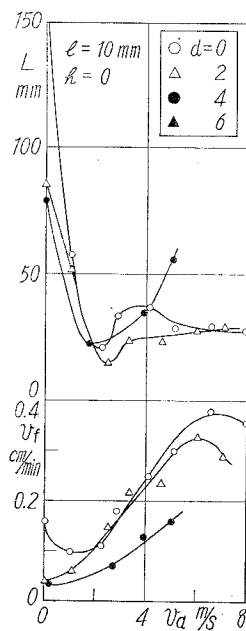
図-12 火炎長さ、燃焼速度と空気流速 ($l=35$, $h=0$)図-13 火炎長さ、燃焼速度と空気流速 ($l=35$, $h=20$)図-14 火炎長さ、燃焼速度と空気流速 ($l=35$, $h=-20$)図-15 火炎長さ、燃焼速度と空気流速 ($l=10$, $h=0$)

表-1 燃焼容器の種類

設 定 条 件								
l	h	d	l	h	d	l	h	d
5	-40	-2	10	-40	-2	35	-40	-4
5	20	-2	10	-20	-2	35	-20	-4
5	0	-2	10	0	-2	35	0	-4
5	+20	-2	10	+20	-2	35	+20	-4
						35	+40	-4

長さの減少もいちじるしく、しかも空気流速 $v_a=2$ m/s 附近における火炎長さ (L) の最少値

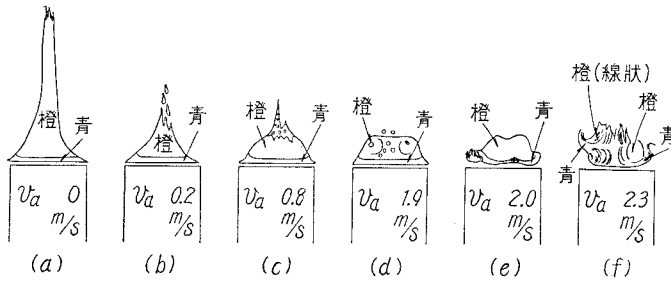


図-16 火炎形状

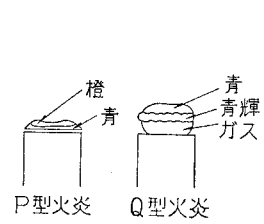


図-17 火炎の形状

(図-16 (b), (c) 参照), $v_a = 1.0 \sim 1.2$ m/s 附近で図-17に示すような梯形型の非常に短い火炎 (P 型火炎) となる。この火炎がきれいな梯形型となり (図-16 (d), $v_a = 1.9$ m/s および図-9 (f) 参照; G 型火炎とする), さらにこれが段々と乱れ始め (図-16 (e) および (f)), $v_a = 2.6 \sim 4.8$ の範囲では丸味をおびたいわゆる Q 型火炎 (図-17 参照) となる。さらに空気流速 (v_a) が増加すると先に図-9 で示した E, F, J 型火炎へと移行する。かかる燃焼火炎の発生と空気流速 (v_a) との関係は図-18 のとおりである。

なお、全体として空気流速 $v_a = 0 \sim 1.5$ m/s の範囲では層流火炎のままで、火炎長さ (L) が減少する。これは、無風状態 ($v_a = 0$) では、バーナー火炎で燃料ガスに流速を与えた場合と密接な関係があったにも拘わらず、バーナー火炎の場合と全く逆の傾向である。しかし、この場合火炎自体は対流による上昇流をもっており、最初のうちは燃焼火炎と空気流速との相対速度が空気流速の増加につれて順次減少するためと考え、相対速度がほとんど零になったところで燃焼も不安定となり、その速度も最小で液面上に炭素粒の堆積さえ生ずる。層流火炎から乱流火炎への遷移域を経て、再び相対速度が増加するため火炎長さ (L) および燃焼速度 (v_f) が増大すると考えるならば、バーナー火炎の考察が液面燃焼にも拡張できることになる。次に乱流火炎の長さ (L) は燃焼容器の種類 (l) によってあまり変わらない (図-5 参照), しかし燃焼速度 (v_f) は $v_a = 3$ m/s を境にして逆の関係にあり、その交叉点は液面深さ (d) が増加すると低空気流速側に移行し (図-6 参照) 興味ある現象を呈している。また燃

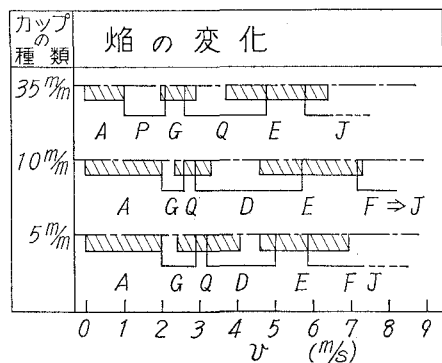


図-18 焰形状と風速の関係

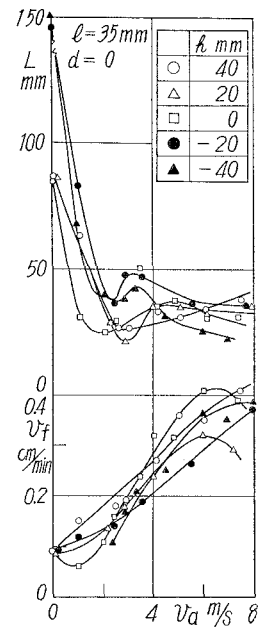


図-19 火炎長さ、燃焼速度と空気流速 ($l=35$, $h=0$)

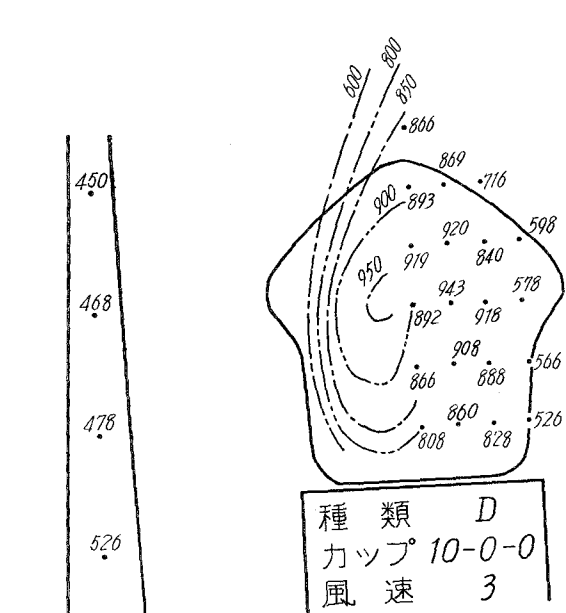


図-21 温度分布

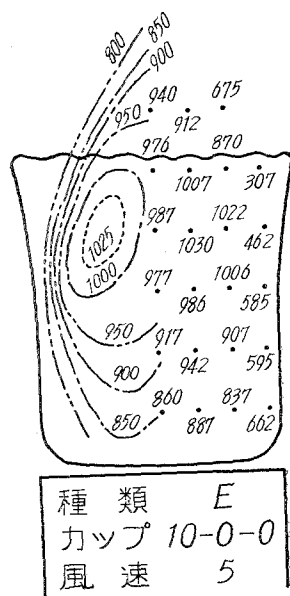


図-22 温度分布

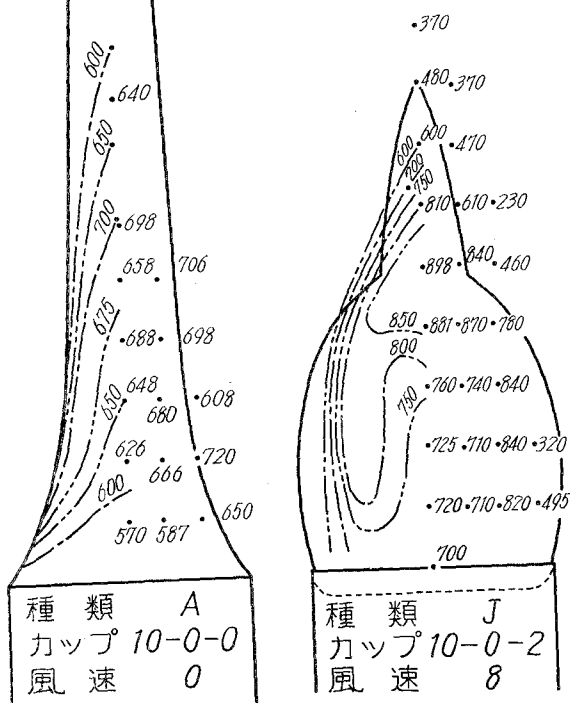


図-23 温度分布

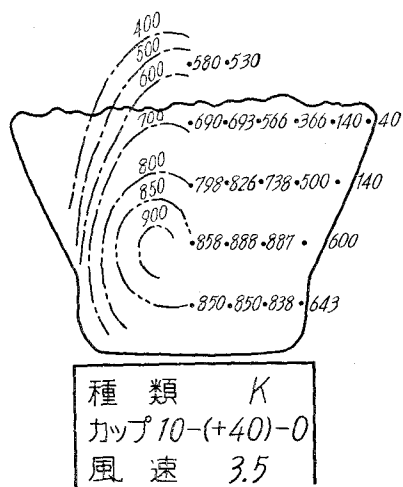


図-24 温度分布

図-20 温度分布

焼容器が高くなると ($h=-40 \rightarrow 0 \rightarrow 40$), とくに層流火炎の長さ (L) は短かく ($v_a=0$), 乱流火炎においても同様の傾向が認められる (図-19 参照)。これは空気流の外側への拡散に影響され, 燃焼火炎も 図-9 (h) に示したように逆梯形型 (K 型火炎) に変形するものと思われる。とくに $h=40 \text{ mm}$ ともなると, 強制送風管出口近傍では空気の乱れも小さいが, 燃焼容器附近ではかなり激しく乱れており, 気流の拡がりが大きくなることがわかる。

III・2 火炎温度および液温

燃焼容器 ($l=10$) による代表的な燃熟火炎について, 各点の温度を測定しその温度勾配をもとに等温線を描くと 図-20 ($h=0, d=0, v_a=0$, A 型火炎), 図-21 ($h=0, d=0, v_a=3$, D 型火炎), 図-22 ($h=0, d=0, v_a=5$, E 型火炎), 図-23 ($h=0, d=2, v_a=8$, E 型火炎) および 図-24 ($h=4.0, d=0, v_a=3.5$, K 型火炎) のようになる。図において, 空気流速 $v_a=0$ の層流火炎 (A 型火炎) では中心部に最高値をもつならかな層状の温度分布であり, 燃料蒸気は燃焼に基づく自然対流のため, 周囲の空気と混合しながら燃熟し上昇していくことがわかる。これらの測定結果によると, 比較的径の大きい C・A 熱電対を使用したことや, 燃焼容器自体が小さいなどの理由のために火炎の最高温度が予想以上に低く 720°C 程度である (図-20 参照)。これが, 空気流速 (v_a) が増すと, その温度分布は乱れて渦状となり, 燃料蒸気と空気との拡散混合も活発化し火炎温度は全般的に高く 1020°C 程度までにあがる (図-21, 22 参照)。このように温度分布からも乱流火炎であり, 燃焼ガスの流動模様がよくわかる。また, 火炎温度は液面深さ (d) が大きく (図-23 参照), 燃焼容器の位置 (h) が高いほど (図-24 参照) 火炎温度は低くなる。これらは, いずれも先に示した燃焼速度との間に相関関係があることを示すものである。

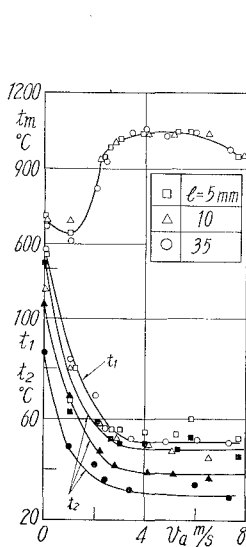


図-25 火炎温度, 液温
($h=0, d=0$)

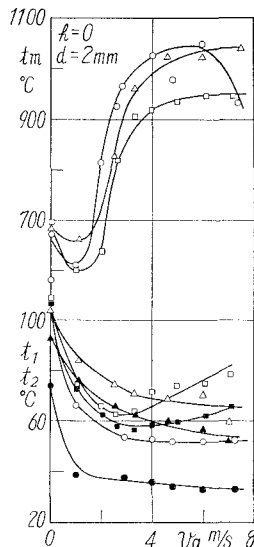


図-26 火炎温度, 液温
($h=0, d=2$)

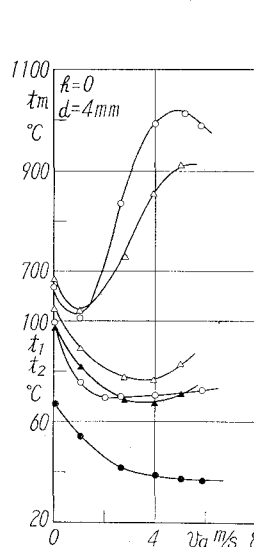


図-27 火炎温度, 液温
($h=0, d=4$)

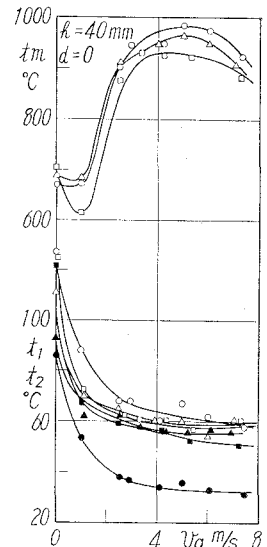


図-28 火炎温度, 液温
($h=40, d=0$)

かかる関係をより明確にするため、火炎の最高温度に注目し、図-5~12に示した火炎長さ (L) や燃焼速度 (v_f) の実験結果と同一実験において測定した火炎最高温度 (t_m) を示したのが図-25~33である。同図には燃料液面の温度 (t_1) および燃料液中温度 (t_2) をも併記している。まず、燃焼容器の種類 (l) の火炎温度や液面温度に及ぼす影響をまとめた図-25, 26, 27 および 28 によると、 $h=0, d=0$ の場合 (図-25) には燃焼容器の如何に拘わらず火炎最高温度 (t_m) は一つの曲線上によく揃っており、その影響が認められない。しかし、 $d=2, 4$ mm のように液面が低い場合 (図-26, 27) や燃焼容器位置が高く $h=40$ mm の場合 (図-28) には、それらによる差位が明らかに認められ、図-6~8に示した燃焼速度 (v_f) と比例関係にあることがわかる。なお、火炎最高温度曲線は空気流速 (v_a) が増加すると一度低下し、 $v_a \approx 1$ m/s 附近でもっとも低く、次に順次増大し、 $v_a = 4 \sim 5$ m/s で最高となり、その値を $v_a > 6$ m/s まで持続するか再び低下する。かかる火炎最高温度 (t_m) と空気流速 (v_a) との関係も燃焼速度 (v_f) の場合と相似しており、燃焼速度に関する考察の裏付けとなる。したがって、火炎最高温度 (t_m) の測定から燃焼速度 (v_f)、ひいては燃焼状態の推定が可能と云えよう。これに対して、液面温度 (t_1) は層流火炎 ($v_a = 0$) でもっとも高く、 $100 \sim 130^\circ\text{C}$ となっている (点火後約 10 分を要する)。しかし、空気流速の増加に伴って、その温度 (t_1) は急激に増加し、 $v_a > 3$ m/s の範囲では灯油の引火温度 ($30 \sim 40^\circ\text{C}$) より僅かに高い一定値 (約 50°C) になる。もちろん、液面温度を規定するのは、火炎温度、火炎からの熱伝達および燃料の気化潜熱、空気流速による冷却、火炎の浮上りなどであり、

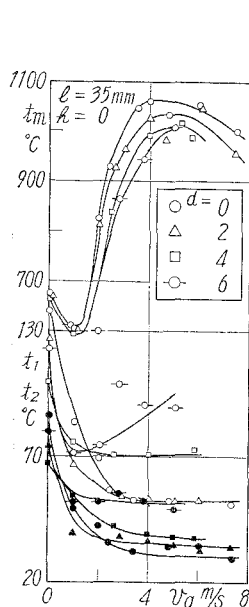


図-29 火炎温度、液温
($l=35, h=0$)

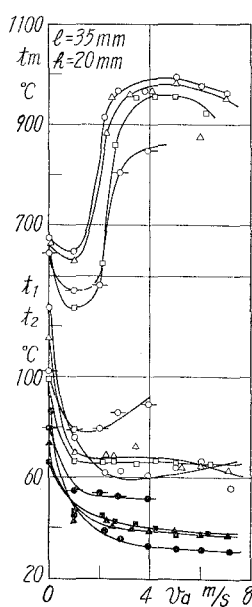


図-30 火炎温度、液温
($l=35, h=20$)

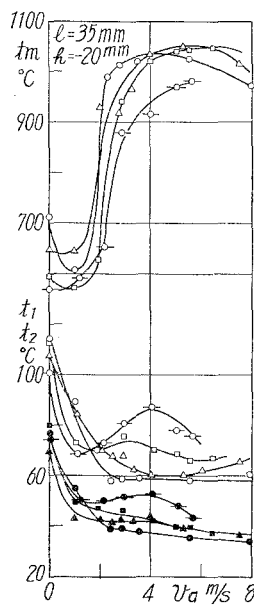


図-31 火炎温度、液温
($l=10, h=0$)

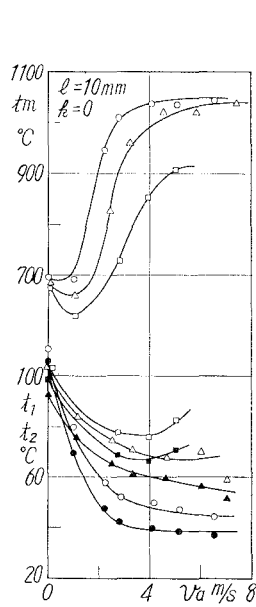


図-32 火炎温度、液温
($l=10, h=20$)

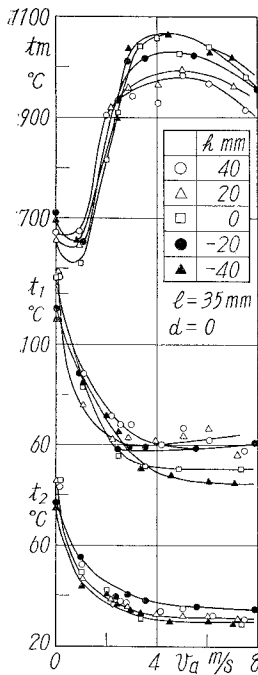


図-33 火炎温度、液温
($l=35$, $d=0$)

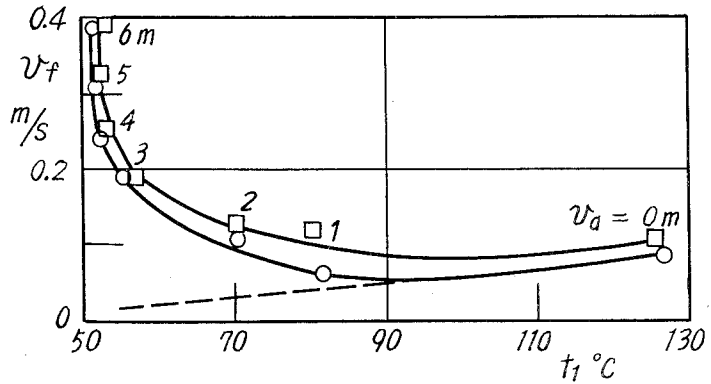


図-34 液面温度と燃焼速度

空気流速の増加にもとづく熱伝達形式の変化や後三者の増加のため、液面温度 (t_1) は低下するが乱流火炎となると、熱伝達の増加がもたらされ液面温度が一定値を示すものと思われる。次に液中温度 (t_2 , 図中黒印) は燃料の熱伝導性⁵⁾に支配されるので、液面温度 (t_1) と同様の経過をたどることがわかる。かかる火炎最高温度 (t_m) は無風状態 ($v_a=0$) では燃料蒸気と空氣の拡散混合が自然対流により行なわれるため、設定条件によらずほぼ一定値をとる。しかし乱流火

炎領域では、液面深さ (d) が大きいほど (図-29, 30, 31 および 32 参照), 燃焼容器の位置 (h) が高いほど火炎温度は低い (図-33 参照)。しかし火炎最高温度曲線そのものの空気流速 (v_a) に対する傾向は、図-25 の場合と同じであるがその値は火炎最高温度の場合とは逆に、燃焼容器寸度 (l) が小さく、液面深さ (d) が大きく、燃焼容器位置 (h) が高いほどたかくなる。しかも、液面深さ $d=4\sim6$ mm の場合には、空気流速 (v_a) の増加とともに、低下していた火炎最高温度 (t_m) が再び上昇する傾向を示すようになる。いま、先に示した燃焼速度 (v_f) の実験値 (図-5, 燃焼容器 $l=10$, $h=0$, $d=0$) を、そのときの温面温度 (図-25) でプロットしてみると図-34 のような関係が求まる。同図には強制送風しない場合の液面温度 (t_1) と燃焼速度 (v_f) との関係を想定し、点線で示したが、もし液面温度の低下が無視できるような場合には、空気流速 (v_a) の燃焼速度 (v_f) に及ぼす効果はより大きくなることがわかる。

IV. 結 言

以上、液面燃焼に関する基本的実験を行ない、得られた現象につき定性的考察を試みたが要約すると次のとおりである。

1) 無風状態 ($v_a=0$) の液面燃焼では、温度分布がなめらかな層状であり、火炎温度は設定条件 (h , d) が変わってもほぼ一定である。燃料蒸気と空氣との拡散は自然対流によるため速や

かに進行せず燃焼速度が遅く、反応帯(炎)を通過する時間も長いいため火炎も長くなる。この火炎長さは燃焼容器の種類(l)、高さ(h)、液面深さ(d)の影響を受けるが、燃焼速度との間には直線的な比例関係がある。また、火炎の底部が容器の縁に附着し、そこからの熱伝導が多いので液面温度は高い($t_1=100\sim 130^{\circ}\text{C}$)。

2) 空気流速 $v_a=1\sim 2\text{ m/s}$ 附近で層流火炎から乱流火炎への遷移域が生じ、この範囲では火炎の最高温度の低下、火炎長さの短縮、燃焼速度の減少をきたし、燃焼容器内に固体炭素の沈澱をみる。これは、火炎による燃料蒸気の上昇速度と空気流速の相対速度が小さくなり、拡散速度も減少し燃焼状態の悪化をもたらしたためと考えられる。

また、この遷移域においては火、炎の底部が燃焼容器から浮き上がり始め、液面の加熱は熱伝導から対流および輻射伝熱に移行するので液面温度も低下する。

3) 空気流速 $v_a=3\sim 6\text{ m/s}$ の間では乱流火炎となり、空気流が火炎底部に巻き込み、拡散が均一となり最適な混合比が得られるので燃焼速度も増加し、火炎最高温度が最大となる。乱流火炎のため対流熱伝達の増加をもたらし、燃料の蒸発の潜熱および火炎の浮上り高さの増大にも拘わらず液面温度は一定となる。

4) 空気流速 $v_a=6\text{ m/s}$ になると、火炎の一部が吹消えを生じ、燃焼速度、最高温度は低下する傾向を示す。

5) 液面を下げるほど、燃焼速度の低下、火炎長さの短縮、火炎最高温度の低下がみられる。これは燃焼容器の外壁が燃料蒸気と空気との拡散を防ぎ、燃焼を低下させるためと考えられる。しかし、燃焼容器からの熱伝導率が増加するため液面温度は高く、とくに空気流速 $v_a=2\sim 4\text{ m/s}$ で顕著である。

6) 従来、燃焼容器の直径によって燃焼速度や火炎長さが変化することが知られているが、容器の長さによっても同様の変化が認められる。

7) 燃焼容器と強制送風管出口との相対的距離(h)も燃焼状態に或る程度影響し $h=40\text{ mm}$ においては空気流の拡散作用の影響を受けて火炎が横に拡がる。

8) 強制送風空気流速により燃焼状態(燃焼速度、温度分布)は大幅に変化し、それに応じて燃焼火炎の形状(火炎長さ、形態)も変わる。また、液面深さ、燃焼容器の位置(h)によっても火炎形状の変化が認められる。

終りにのぞみ、日頃御指導頂いている東京大学宇宙航空研究所浅沼強教授、北海道大学深沢正一教授、斎藤武教授、村山正助教授ならびに実験装置の製作を担当した本学福島和俊教官、早川友吉技官、および卒業研究として実験を担当された浅野雄一、大道寺健司、柳沢弘幸の諸君に感謝の意を表する。

(昭和44年4月30日受理)

文 献

- 1) V. I. Blinov: Acad Nauk. SSSR Doklady **113**, 1094 (1957).
- 2) H. C. Hottel: Fire Res. Abst. Rev. **1**, 41 (1959).
- 3) K. Wohl: 3rd Symp. on Combustion, p. 288 (1949).
- 4) H. C. Hottel: 3rd Symp. on combustion, p. 254 (1949).
- 5) W. P. Reid: J. phys chem, **59**, 242 (1953).

Remarks to the paper "On Lie Derivatives in Areal Spaces"

Takanori Igarashi^{*)}

Abstract

In the previous paper³⁾, the author extended the notion of Lie derivative to the areal space of general type, by the aid of theories^{1), 2)} mainly.

There, we treated p as m -ple element p_α^ξ in the fundamental function $F(x, p)$ of the areal space $A_n^{(m)}$.

However, the theory of the areal space was essentially started from the treatise p as m -dimensional "area"-element $p^{\xi[m]}$, so it is desirable that the theory of Lie derivative of $A_n^{(m)}$ is rewritten from this point of view. In this paper, we try to rewrite in the above-mentioned way.

More interesting results will be developed in the forth-coming paper.

1. By the reviewer⁴⁾, the summary of the previous paper is as follows:

The author considers an infinitesimal transformation of type

$$(1.1) \quad \bar{x}^i = x^i + \xi^i(x) dt$$

which maps a point x of a surface $V_m : x^i = x^i(u^a)$ to a point \bar{x} of a surface $\bar{V}_m : \bar{x}^i = \bar{x}^i(u^a)$. Under this transformation the m -ple element $p_\alpha^\xi \equiv \partial x^i / \partial u^\alpha$ is transformed to

$$(1.2) \quad \bar{p}_\alpha^\xi = p_\alpha^\xi + \xi_{,j}^\xi p_\alpha^j dt \quad \text{with} \quad \xi_{,j}^\xi \equiv \partial \xi^i / \partial x^j.$$

When a geometric object $\Omega(x, p)$ is transformed to $\bar{\Omega}(\bar{x}, \bar{p})$ by (1.1), the Lie derivative of Ω with respect to ξ is defined as

$$(1.3) \quad \mathfrak{L}_\xi \Omega = \lim_{dt \rightarrow 0} \left\{ \bar{\Omega}(\bar{x}, \bar{p}) - \Omega(x, p) \right\} / dt.$$

We call a transformation (1.1) satisfying $\mathfrak{L}_\xi F = 0$ an areal motion, because it does not change the area $S = \int \cdots \int F du^1 \cdots du^m$ of an m -dimensional surface in the space.

The main results of the paper are as follows.

(A). In order that the space admits an areal motion, it is necessary and sufficient that the Lie derivative of the metric m -tensor $g_{i[m], j[m]}$ vanishes.

(B). If the vector ξ^i in (1.1) is transversal to p_α^ξ with respect to F , then the transformation (1.1) is an areal motion.

^{*)} 五十嵐敬典

^{**) Latin indices run over $1, 2, \dots, n$; Greek indices over $1, 2, \dots, m$ ($1 \leq m < n$) in section 1 and over $1, 2$ in other sections.}

(C). If the space $A_n^{(m)}$ admits an areal motion, then $\mathfrak{L}_\xi C_{j,l}^{\xi\alpha} = 0$.

If the space $A_n^{(m)}$ is of submetric class, the metric tensor g_{ij} can be introduced. Then we have :

(D). A motion is an areal motion.

(E). When the areal space $A_n^{(m)}$ admits a motion (1.1), then $\mathfrak{L}_\xi \tau_{jk}^{*\xi} = 0$ and $\mathfrak{L}_\xi C_{j,l}^{\xi\alpha} = 0$.

2. In this section, we take in the areal space $A_n^{(2)}$ in place of $A_n^{(m)}$ for convenience. Under the transformations (1.1) and (1.2), the bivector p^{ij} is transformed as

$$\begin{aligned}\bar{p}^{ij} &= 2\bar{p}_{[1}^i \bar{p}_{2]}^j = 2(p_{[1}^i + \xi_{[1}^i p_{|k]}^k) (p_{2]}^j + \xi_{|l]}^j p_{2]}^l) \\ &= p^{ij} + 2\xi_{[1}^i p_{|k]}^k p^{jl} dt + \xi_{[1}^i \xi_{|k]}^j p^{kl} dt^2,\end{aligned}$$

therefore, the variations of x^i and p^{ij} are represented as follows ;

$$(2.1) \quad \delta x^i \equiv \bar{x}^i - x^i = \xi^i dt$$

$$(2.2) \quad \delta p^{ij} \equiv \bar{p}^{ij} - p^{ij} = 2\xi_{[1}^i p_{|k]}^k p^{jl} dt + \xi_{[1}^i \xi_{|k]}^j p^{kl} dt^2.$$

If a contravariant vector $X(x^h, p^{ij})$ is transformed to $\bar{X}(\bar{x}^h, \bar{p}^{ij})$ by (1.1), then

$$\begin{aligned}(2.3) \quad \bar{d}X^i &= X_{,h}^i \delta x^h + X_{;kl}^i \delta p^{kl} \\ &= X_{,h}^i \xi^h dt + X_{;kl}^i \{2\xi_{[1}^k p_{|h]}^h p^{l]j} dt + \xi_{[1}^k \xi_{|h]}^l p^{rs} p^{rs} dt^2\}.\end{aligned}$$

Now, in the other hand, we interpret that (1.1) is an infinitesimal coordinate transformation, then

$$(2.4) \quad \frac{\partial \bar{x}^i}{\partial x^j} = \delta_j^i + \xi_{,j}^i dt, \quad \frac{\partial x^i}{\partial \bar{x}^j} = \delta_j^i - \xi_{,j}^i dt, \dots$$

neglecting higher order terms with respect to dt .

If the contravariant vector X^i is transformed by the coordinate transformation (1.1), then

$$\begin{aligned}(2.5) \quad \bar{X}^i &= \frac{\partial \bar{x}^i}{\partial x^j} X^j = (\delta_j^i + \xi_{,j}^i dt) X^j = X^i + \xi_{,j}^i X^j dt, \\ \bar{d}X^i &\equiv \bar{X}^i - X^i = \xi_{,j}^i X^j dt.\end{aligned}$$

Substituting (2.3) and (2.5) into the definition (1.3), we have

$$(2.6) \quad \mathfrak{L}_\xi X^i = X_{,h}^i \xi^h + 2X_{;kl}^i \xi_{[1}^k p_{|h]}^h p^{l]j} - \xi_{,h}^s X^h.$$

This is the new definition of Lie derivative of contravariant vector X^i with respect to ξ . For a covariant vector $Y(x^h, p^{ij})$ and for a tensor $T(x^h, p^{ij})$ of 1-1 type, we have analogously that

$$(2.7) \quad \mathfrak{L}_\xi Y_i = Y_{,h}^i \xi^h + 2y_{i;kl} \xi_{[1}^k p_{|h]}^h p^{l]j} + \xi_{,i}^h Y_h,$$

$$(2.8) \quad \mathfrak{L}_\xi T_j^i = T_{j,h}^i \xi^h + 2T_{j;kl}^i \xi_{[1}^k p_{|h]}^h p^{l]j} - \xi_{,h}^i T_j^h + \xi_{,j}^h T_h^i.$$

These expressions (2.6), (2.7) and (2.8) are new definition of Lie derivative in $A_n^{(2)}$ with use of p^{ij} .

3. In the previous paper, the author defined the Lie derivative of the contra-variant vector $X(x^h, p^{ij})$ in the form ;

$$(3.1) \quad \mathfrak{L}_\xi X^\xi = X_{;h}^\xi \xi^h + X_{;l}^{\xi\alpha} \xi_l^\alpha p_\alpha^h - \xi_{;h}^\xi X^h.$$

The term $X_{;l}^{\xi\alpha} \xi_l^\alpha p_\alpha^h$ is rewritten as follows ;

$$\begin{aligned} X_{;l}^{\xi\alpha} \xi_l^\alpha p_\alpha^h &= X_{;jk}^\xi p^{jk\alpha} \xi_l^\alpha p_\alpha^h \\ &= X_{;jk}^\xi (\delta_l^j \delta_1^\alpha p_2^k + p_1^j \delta_l^k \delta_2^\alpha - \delta_l^j \delta_2^\alpha p_1^k - p_2^j \delta_l^k \delta_1^\alpha) \xi_l^\alpha p_\alpha^h \\ &= X_{;jk}^\xi \{ \xi_l^j (p_1^h p_2^k - p_2^h p_1^k) - \xi_{;h}^k (p_1^h p_2^j - p_2^h p_1^j) \} = 2X_{;jk}^\xi \xi_l^{[j} p^{h]k} p^{l]}. \end{aligned}$$

Hence, we can conclude as follows :

Lemma 1. The new definition (2.6) of Lie derivative is coincide with the definition (3.1) of the previous paper.

Moreover, we have the following :

Lemma 2. The Lie derivative defined by (2.6) and (2.7) satisfies the Leibnitz' rule, that is,

$$(3.2) \quad \mathfrak{L}_\xi (X^\xi Y_\xi) = (\mathfrak{L}_\xi X^\xi) Y_\xi + X^\xi (\mathfrak{L}_\xi Y_\xi).$$

Proof) On account of (2.8), we can see

$$\begin{aligned} \mathfrak{L}_\xi (X^\xi Y_\xi) &= (X^\xi Y_\xi)_{;h} + 2(X^\xi Y_\xi)_{;kl} \xi_l^k p^{h[l} - \xi_{;h}^\xi (X^h Y_\xi) + \xi_{;h}^\xi (X^\xi Y_h) \\ &= (X_{;h}^\xi \xi^h + 2X_{;kl}^\xi \xi_l^k p^{h[l} - \xi_{;h}^\xi X^h) Y_\xi \\ &\quad + X^\xi (Y_{;h} \xi^h + 2Y_{;kl} \xi_l^k p^{h[l} + \xi_{;h}^\xi Y_h). \end{aligned}$$

On the end of this section, we consider two infinitesimal transformation ;

$$\bar{x}^\xi = x^\xi + \xi^\xi(x) dt, \quad \bar{x}^\xi = x^\xi + \eta^\xi(x) dt.$$

If we operate \mathfrak{L}_ξ and \mathfrak{L}_η successively, then, after somewhat complicated calculations,

$$\begin{aligned} \mathfrak{L}_\eta \mathfrak{L}_\xi X^\xi - \mathfrak{L}_\xi \mathfrak{L}_\eta X^\xi &= X_{;h}^\xi (\xi_{;j}^h \eta^j - \xi \eta_{;j}^h) \\ &\quad + 2X_{;rs}^\xi (\xi_{;h,j}^{[r} \eta^{j]} + \xi_{;j}^{[r} \eta_{;h}^{j]} - \xi_{;h}^{[j} \eta_{;r}^{j]} - \xi_{;r}^{[j} \eta_{;h}^{j]}) p^{h|s]} \\ &\quad - (\xi_{;h,j}^\xi \eta^j + \xi_{;j}^\xi \eta_{;h}^j - \xi_{;h}^j \eta_{;j}^\xi - \xi^j \eta_{;h,j}^\xi) X^h, \end{aligned}$$

hence,

$$(3.3) \quad \mathfrak{L}_\eta \mathfrak{L}_\xi X^\xi - \mathfrak{L}_\xi \mathfrak{L}_\eta X^\xi = \mathfrak{L}_\xi X^\xi,$$

$$(3.4) \quad \mathfrak{L}_\xi X^\xi = X_{;h}^\xi \zeta^h + 2X_{;rs}^\xi \zeta_{;h}^{[r} p^{h|s]} - \zeta_{;h}^\xi X^h,$$

where we put

$$\zeta^\xi \equiv \xi_{;j}^\xi \eta^j - \xi^j \eta_{;j}^\xi = \mathfrak{L}_\eta \xi^\xi = -\mathfrak{L}_\xi \eta^\xi$$

These facts tell us the following :

Theorem 1. If (1.1) belongs to a transformation group, that is, $\xi^\xi, \eta^\xi, \zeta^\xi, \dots$ are elements of an r -parameter group of transformation, then \mathfrak{L} 's in (2.6) are r infinitesimal operators of an r -parameter group of transformations and (3.3) with (3.4) holds good.

4. A. Kawaguchi and Y. Katsurada¹⁾ defined a line-metric connection in the areal space $A_n^{(2)}$ in the form ;

$$(4.1) \quad DX^i = X_{/h}^i dx^h + X_{/hl}^i \omega^{kl},$$

where

$$(4.2) \quad X_{/h}^i \equiv X_{,h}^i - X_{;kl}^i B_h^{kl} + \Gamma_{jh}^{*i} X^j,$$

$$(4.3) \quad X_{/h}^i \equiv FX_{,kl}^i + FC_{j,kl}^i X^j,$$

and

$$B_h^{kl} \equiv 4p_{[1}^{[k} B_{2]h}^{l]}, \quad B_{ah}^l \equiv \Gamma_{jk}^{*l} p_a^j.$$

Since the transformation vector ξ^i depends only on position x , so

$$(4.4) \quad \xi_{/h}^i = \xi_{,h}^i - \Gamma_{jh}^{*i} \xi^j.$$

From (4.2) and (4.4), the expression of definition (2.6) is rewritten such that

$$\begin{aligned} \mathfrak{L}_\xi X^i &= (X_{/h}^i + X_{;kl}^i B_h^{kl} - \Gamma_{jh}^{*i} X^j) \xi^h \\ &\quad + 2X_{;kl}^i (\xi_{/h}^{[k} - \Gamma_{jh}^{*[k} \xi^{j]}) p^{h|l]} - (\xi_{/h}^i - \Gamma_{jh}^{*i} \xi^j) X^h, \end{aligned}$$

and by means of

$$(4.5) \quad \begin{aligned} B_h^{kl} &= 4p_{[1}^{[k} B_{2]h}^{l]} = p_1^k B_{2h}^l - p_1^l B_{2h}^k + p_2^l B_{1h}^k - p_2^k B_{1h}^l \\ &= 2\Gamma_{jh}^{*[k} p^{h|l]}, \end{aligned}$$

we obtain finally

$$(4.6) \quad \mathfrak{L}_\xi X^i = X_{/h}^i \xi^h + 2X_{;kl}^i \xi_{/h}^{[k} p^{h|l]} - \xi_{/h}^i X^h.$$

Now, we apply the Lie derivative (4.5) to the fundamental function

$$(4.7) \quad \mathfrak{L}_\xi F = F_{/h} - F_{;rs} B_h^{rs}.$$

If we recall the relation $F_{;rs} = 2F_{[r}^{[1} p_{s]}^{2]}$ and (4.5), we can easily see that

$$F_{;rs} B_h^{rs} = F_{;l}^a B_{ah}^l.$$

Accordingly, we can say that the expression of the Lie derivative (4.7) of the fundamental functions is coincide with that of the previous paper.

Between the metric bitensor $g_{ij,kl}$ and F , there is a relation

$$g_{ij,kl} p^{ij} p^{kl} = 4F^2.$$

Differentiating both sides of this relation by p^{ij} , we have

$$g_{ij,kl;rs} p^{ij} p^{kl} + g_{ij,kl} \delta_{rs}^{ij} p^{kl} + g_{ij,kl} p^{ij} \delta_{rs}^{kl} = 8F F_{;rs}$$

and making use of $g_{ij,kl;rs} p^{kl} = 0$, $g_{ij,kl} p^{kl} = 2G_{ij}$ and $g_{ij,kl} p^{ij} = g_{kl,ij} p^{ij} = 2G_{kl}$, and putting $F_{/h} = 0$, finally we have

$$(4.8) \quad \mathfrak{L}_\xi F = \frac{1}{2F} G_{rs} \xi_{/h}^{[r} p^{h|s]}.$$

In view of (4.8), we can conclude the following:

Theorem 2. If the transversal bivector G_{ij} vanishes, then the space $A_n^{(2)}$ admits an areal motion.

Acknowledgement: The present author wishes to express his best thanks to Prof. A. Kawaguchi for his cordial encouragement.

Mathematical Seminar of Muroran Institute of Technology, Muroran, Japan.

(Received Apr. 30, 1969)

References

- 1) A. Kawaguchi and Y. Katsurada: On areal space IV, Connection parameters in an areal space of general type. Tensor Vol. 1 (1951), 137-156.
- 2) K. Yano: The theory of Lie derivatives and its applications, North-Holland Pub., Amsterdam. (1957).
- 3) T. Igarashi: On Lie derivatives in areal spaces, Tensor Vol. 18 (1967), 205-211.
- 4) Mathematical Review, 36 (1968), 3302.

On the Foundations of Empiricist Logic

Yoshio Kinokuniya*

Abstract

To make it exactly applicable to the usual course of practical investigations of mathematics, a system of logic is shown in connection with the empiricist theory of sets. Notion of *implication* is defined by means of ranges and is distinguished from that of conditional implication. Some treatments of undecidable objects are elucidated in reference to the expansion of the universe.

I. Introduction

A predicate may be said to be determinate if and only if objects which are admissible to it and objects which are inadmissible to it, simultaneously, make determinate sets. This view will be essential for making a predicate tightly associated with the universe of its objects of application. Specially, in the theory of confirmation¹⁾, it plays an important role. In this paper, we discuss logical problems in connection with the empiricist theory of sets, and intend to construct a theory of, so to say, *empiricist logic*.

First, we begin with the observer's language \mathfrak{L}_0 (here, English), by which we define signs and special terms to make up an object language \mathfrak{L} (in the generalized sense) together with \mathfrak{L}_0 . In fact, the language \mathfrak{L} may not be a ready fixed language, because there may not be promised any end to the definition of new notions and new signs. Thus \mathfrak{L} may be said to be indeterminate, though there may be no real objection to its practice. It is historical and it is naturally varied depending on specifications made by the author. Since our logical investigations are developed by using \mathfrak{L} , we say 'they *stand on* \mathfrak{L} '.

If inferences are, under an axiom system α standing on \mathfrak{L} , made to produce conclusions, the class of these conclusions is called the theory $T(\mathfrak{L}, \alpha)$. \mathfrak{L} shall at least contain the following signs:

- 1) *logical connectives*: \vee, \wedge, \sim (negation); $\&$; \equiv (definition)**;
- 2) *set-theoretical symbols*: $\cup, \cap, -$ (difference of sets); $\in, \notin, \ni, \ni, \subset, \not\subset, \supset, \not\supset, \subseteq, \supseteq, =, \neq$;
- 3) *set-theoretical concepts*: \emptyset (void), $P(M)$ (power set of a set M);
- 4) *quantifiers*: \exists, \forall .

These signs or symbols are well-known so that no more of expositions about them may be needed. When we mention \mathfrak{L} , \mathfrak{L} is, of course, expected to contain

* 紀国谷芳雄

** Besides these, signs \Rightarrow and \Leftrightarrow , later on given by Definition I.1 and Definition I.2 respectively, shall be added as connectives.

signs and concepts occasionally defined besides the above-shown ones, within the limit of need.

If a concatenation (or a chain, or a string) of some symbols and words of \mathcal{L} is read and is thought to indicate some object, some state or relation of objects, some relation of states (of objects), or some state of relations, it is called an *event*. An event and a concatenation which indicate some abstract meaning to be predicated to an event, are equally called *expressions*.

For any event a , the following evaluations are expected:

$$\begin{aligned} &\vdash a \text{ ('} a \text{ is possible', or '} a \text{ is true')}; \\ &\sim \vdash a \text{ ('} a \text{ is impossible', or '} a \text{ is false')}. \end{aligned}$$

When whether $\vdash a$ or $\sim \vdash a$ is not decided, a is called an *undecidable event*. The following definition may, thereupon, be possible:

Definition. *If cases in which $\vdash a$ cannot be thought to vanish, a is called a possible event.*

If it is stipulated that, for any element p of a set of events U ,

$$\sim p = U - \{p\},$$

then U is called a *range universe* or simply a *universe*.

If a and b are possible events and if the relation

$$\sim(\vdash a \wedge \vdash b)$$

is satisfied, a and b are said to be *mutually exclusive*. If any two events from a set of possible events $(e_i) (\lambda \in A)$ are mutually exclusive, (e_i) is said to be an *exclusive family*.

Definition. I. 1. *For a subset M of a universe U , if it is written as*

$$M = R(s),$$

M is called the (deductive) (logical) range²⁾ of s , which is defined by

$$\vdash s(x) \equiv x \in M; \quad \sim \vdash s(x) \equiv x \notin M (x \in U).$$

and is called a predicate on U .

If an expression s is taken as a predicate on a universe U , s may, in a sense, be thought as a *well-formed predicate*. However, we, in this paper, call such an s an *analytic predicate*. A compound of predicates on U is called an *analytic event* on U . If s is an analytic predicate, both of s and $s(x)$ are called *events*.

Now, it will be readily be seen that:

$$\begin{aligned} &\text{if } R(s) \neq \emptyset, s \text{ is possible on } U; \\ &\text{if } R(s) = \emptyset, s \text{ is impossible on } U; \end{aligned}$$

and if $R(s)$ is an indeterminate set, s is undecidable on U .

At building an empiricist logic, we will firstly except non-analytic events from our sphere of consideration.

Definition I. 2.

$$a \Rightarrow b. \equiv : R(a) \subseteq R(b). \ \& \ .R(a) \neq \emptyset ;$$

$$a \Leftrightarrow b. \equiv : a \Rightarrow b. \ \& \ .b \Rightarrow a .$$

' $a \Rightarrow b$ ' renders ' a implies b ' and ' $a \Leftrightarrow b$ ' renders ' a is equivalent to b '.

Above-defined notions of implication and of equivalence, as they were, are to be called notions of *empiricist implication* and of *empiricist equivalence* respectively, and are to be distinguished from the ones based on the definition

$$a \Rightarrow b. \equiv .(\sim a) \vee b \quad (c)$$

which is used by several symbolic logicians. However, the relation of (c) is essentially what has been called a *conditional relation*³⁾, and is one of 16 birational operations given between a and b , so that it is related to an event which is of different level from the empiricist implication. So, using the sign \supset , we apply the definition :

Definition I. 3.

$$a \supset b. \equiv .(\sim a) \vee b .$$

Then, as above-mentioned, \supset is a birational operator.

To raise our investigation, the space U_0 which consists of primitive objects of level zero, must be given as a determinate set associated with the language \mathfrak{L} . Besides, in order to keep connection with the theory of sets, the axiom system α must contain set-theoretical axioms to be therein applied. For instance, in order to use the set-theoretical sign $=$, α must contain the *axiom of extension* (viz. $(\forall x \in A) (x \in B) (\forall y \in B) (y \in A) \Leftrightarrow . A=B$). Moreover, since the set theory on which we are going to found our arguments is the empiricist one, the following stipulations shall naturally be followed :

- (i) ordinal numbers are limited within at most the 2nd class ;
- (ii) for any family of sets $(M_i) (i \in I)$ with a simple-ordered indication I , there exist sequences of indices (λ_k) and $(\mu_k) (k=1, 2, \dots)$ such that

$$\bigcup M_i = \bigcup_{k=1}^{\infty} (\bigcup_{i < \lambda_k} M_i) \text{ and } \bigcap M_i = \bigcap_{k=1}^{\infty} (\bigcap_{i < \mu_k} M_i) ;$$

- (iii) if $\lim_i F_i$ exists, there exists a sequence of indices $(\iota_k) (k=1, 2, \dots)$ such that

$$\lim_i F_i = \lim_k F_{\iota_k}$$

An expression which is regarded as a declarative statement and what is considered to be the meaning of a declarative statement, are both called *propositions*. An expression which interprets an event, is sometimes called a *description* (in the generalized sense). A proposition is necessarily reckoned to be (i) true, (ii) false, or (iii) undecidable. In case of (i) it is a *theorem*, and in case of (ii) it is a *contradiction*.

The class of theorems which are resulted by logical inferences standing on \mathfrak{L} under the guidance of an axiom system α , is called the *theory generated on the inference ground* (\mathfrak{L}, α) and is denoted by $T(\mathfrak{L}, \alpha)$.

The logic which we here intends to establish, is not a logic which has only tautologies as results of it, but a logic, the content of which makes a logical course of practical inferences in the usual geometry or in the empiricist analysis. Therefore, if α is the axiom system of euclidian geometry, $T(\mathfrak{L}, \alpha)$ coincides with euclidian geometry itself. Since the recent analysis is closely related to the set theory, the analysis may vary depending on whether it bases upon the empiricist ground or not. In this connection, the empiricist logic shall be a logic for the course of empiricist analysis.

II. Hierarchy Branch

When a set of events (or conditions) $\mathbf{P} = (p_i) (\lambda \in A)$ is given, let it be that

$$\tilde{\mathbf{P}} = \bigcup_{\lambda \in A} (\{p_i\} \cup \{\sim p_i\}) = \bigcup_{\nu \in N} (p'_\nu).$$

Then, if there is an exclusive universe $\mathbf{U} = (r_\mu) (\mu \in M)$ and if relations

$$(\forall \mu \in M) (\exists N_1 \subseteq N) (r_\mu = \bigwedge_{\nu \in N_1} p'_\nu)$$

and

$$(\forall \nu \in N) (\exists M_1 \subseteq M) (p'_\nu = \bigvee_{\mu \in M_1} r_\mu)$$

are satisfied, then \mathbf{U} is called the *\mathbf{P} -aspect*. A predicate on \mathbf{U} may be thought to be of higher level by 1 than any element of \mathbf{U} . So, if \mathbf{P}_n is a set of predicates on \mathbf{U}_n and \mathbf{U}_{n+1} is the \mathbf{P}_n -aspect, and if \mathbf{U}_{n+1} and \mathbf{U}_n are not essentially equivalent (i.e. they cannot essentially be the same set of objects), then \mathbf{U}_{n+1} is said to be of higher level by 1 than \mathbf{U}_n . In this case, since \mathbf{U}_{n+1} may vary depending on the choice of \mathbf{P}_n , to mean that \mathbf{U}_{n+1} is determined by \mathbf{P}_n we say '*the type of \mathbf{U}_{n+1} is determined (or, is given) (by \mathbf{P}_n)*' and write it as

$$\overset{(P_n)}{\mathbf{U}_n} < \mathbf{U}_{n+1} \quad (\text{II. 1})$$

or simply as

$$\mathbf{U}_n < \mathbf{U}_{n+1}.$$

(II. 1) itself is called a *branching (of the type of universe)*.

Starting from the primitive universe \mathbf{U}_0 , we may, by succession of branchings, obtain a sequence of universes $(\mathbf{U}_n) (n=1, 2, \dots)$ such that

$$\mathbf{U}_0 < \mathbf{U}_1 < \dots < \mathbf{U}_n < \mathbf{U}_{n+1} < \dots.$$

Then (\mathbf{U}_n) is called a *branch of type derivation* or simply a *branch*.

If we take an adequate \mathbf{P}'_0 we may have

$$U_0 \overset{(P'_0)}{<} U'_1 \text{ \& } U_3 \subseteq U'_1.$$

Therefore, the level of a predicate (or, of a universe) is not to be absolutely fixed, but is relatively determined depending on the branching.

If a theorem, concerned with ranges of predicate, is set-theoretically verified, then it is said to be a theorem (*standing*) on the range universe U of which the ranges are subsets. Denoting by \mathfrak{P}_k a set of theorems on $U_k (k=1, 2, \dots)$, \mathfrak{P}_{n+1} may be considered as being obtained in reference to $\mathfrak{P}_1 \cup \dots \cup \mathfrak{P}_n$, if $\mathfrak{P}_k (k=1, \dots, n)$ are adequately chosen. In this connection, we denote by

$$\mathfrak{S}_n = (U_0 < \dots < U_n; \mathfrak{P}_1 \cup \dots \cup \mathfrak{P}_n)$$

the relative construction of $\mathfrak{P}_1, \dots, \mathfrak{P}_n$, and by

$$\mathfrak{S}_n \xrightarrow{U_{n+1}} \mathfrak{P}_{n+1}$$

or simply by

$$\mathfrak{S}_n \longrightarrow \mathfrak{P}_{n+1}$$

the fact that \mathfrak{P}_{n+1} is obtained in reference to \mathfrak{S}_n , \mathfrak{S}_n is called a *hierarchy of order n* .

In most case of usual lectures or text books (of geometry, algebra, differential calculus etc.), the order of hierarchy seems to halt within 4 or so. It may be said that, what makes the content of a theory rich is not the highness of the order of hierarchy, but perhaps is the variousness of possible branchings. As a matter of fact, to prove a theorem (say, T) will necessarily need a special device of hierarchy. So, if $T \in \mathfrak{P}_{n+1}$ and if T is obtained on the way to produce \mathfrak{S}_{n+1} by adding \mathfrak{P}_{n+1} to \mathfrak{S} , we denote this addition by

$$(\mathfrak{S}_n, \mathfrak{P}_{n+1})$$

and call it the *process stage* for the proof of T .

Some theorems might need the process of mathematical induction for their proof. In such cases, *inductive ranges* which were introduced in the previous paper⁴⁾ (by the present author), should be used instead of deductive ones; however, in this paper, we will not touch on their details. In the empiricist analysis, a method called '*trans-induction*'⁴⁾ is used instead of the method of transfinite induction; however, we will not touch on it here.

III. Comparison

In order to observe the content of $T(\mathfrak{L}, \alpha)$ depending on the choice of an axiom system α , standing on the fixed object language \mathfrak{L} , we will simply write $T(\alpha)$ instead of $T(\mathfrak{L}, \alpha)$. If it is verified that some contradiction must occur in $T(\alpha)$, then $T(\alpha)$ or α is said to be *really inconsistent*. If the set of propositions which are put to the proof in reference to $T(\alpha)$ is an infinite set, the total aspect

of $T(\alpha)$ cannot be obtained; so then, whether it is really inconsistent or consistent may not be ascertained. However, if we assume that $T(\alpha)$ is not really inconsistent, then it will be the same as to assume that $T(\alpha)$ is consistent.

α_1 and α_2 being two axiom systems standing on \mathfrak{L} , if a proposition Q standing on \mathfrak{L} is true in $T(\alpha_1)$ and false in $T(\alpha_2)$, and if $\alpha^* = \alpha_1 \cap \alpha_2 \neq \emptyset$, then we say ' Q is undecidable under α^* '. If such a Q really exists, then it is evident that $T(\alpha_1 \cup \alpha_2)$ is really inconsistent.

If axiom systems $\alpha_1, \dots, \alpha_n$ are exposed for the purpose of performing the comparison of $T(\alpha_1), \dots, T(\alpha_n)$, $\{\alpha_1, \dots, \alpha_n\}$ is called a *comparison*. If $T(\alpha_1 \cup \dots \cup \alpha_n)$ is consistent, $\{\alpha_1, \dots, \alpha_n\}$ is said to be *compatible*. The set of axioms

$$\alpha^* = \alpha_1 \cap \dots \cap \alpha_n$$

is called the *kernel* of the comparison $\{\alpha_1, \dots, \alpha_n\}$. If there are axiom systems α_+ and α_- such that

$$\alpha^* \subseteq \alpha_+ \cap \alpha_- \text{ and } \alpha_+ \cup \alpha_- \subseteq \alpha_1 \cup \dots \cup \alpha_n$$

and if there exists a proposition Q which is evaluated to be true in $T(\alpha_+)$ and false in $T(\alpha_-)$, then Q is said to be *undecidable on* $\{\alpha_1, \dots, \alpha_n\}$. In such a case, $T(\alpha_1 \cup \dots \cup \alpha_n)$ is, of course, really inconsistent.

Theorem III. 1. *When α_1, α_2 and α_3 are axiom systems standing on the same object language \mathfrak{L} , though $\{\alpha_1, \alpha_2\}$ and $\{\alpha_2, \alpha_3\}$ are both compatible, $\{\alpha_1, \alpha_3\}$ is not necessarily compatible.*

Demonstration. (0) $1 \in U$; (1) $a, b \in U \Rightarrow a + b \in U (c = a + b \equiv a = c - b)$; (2) $a \in U \& ma = na \Rightarrow m = n$; (3) $a, b \in U \Rightarrow a - b \in U$; (4) $a, b \in U \Rightarrow ab \in U (c = ab \equiv a = c/b)$; (5) $a, b \in U \Rightarrow a/b \in U$; (6) $a - b = c_1, c_2 \Rightarrow c_1 = c_2$; (7) $a/b = c_1, c_2 \Rightarrow c_1 = c_2$. Then, if we posit as $\alpha_1 = \{(0), (1), (2), (3), (6)\}$, $\alpha_2 = \{(0), (1), (2), (6)\}$ and $\alpha_3 = \{(0), (4), (5), (7)\}$, $T(\alpha_1)$ may stand on the set of rational integral numbers, $T(\alpha_2)$ on the set of positive integral numbers, $T(\alpha_3)$ on the set of positive rational numbers, $T(\alpha_1 \cup \alpha_2)$ on the set of rational integral numbers, and $T(\alpha_2 \cup \alpha_3)$ on the set of positive rational numbers. However, $T(\alpha_1 \cup \alpha_3)$ is found to be really inconsistent, because it needs the (total) set of (positive and negative) rational numbers, whereas $0/0$ cannot guarantee the consistence of (7).

The above-noticed object $0/0$ is, essentially, very important. In our usual analysis, $0/0$ is not treated as an undecidable object, but is interpreted as an infinitely ramificated object, so that it is excepted as an object of indefinite form and is not thought to be related to an inconsistency of the theory. However, such a treatment is, in the end, only a subsidiary interpretation and is not an essential one directly derivable from the axiom system.

IV. Some Treatments of Undecidable Objects

p being a predicate promised its range $R(p)$ in a certain universe U , if $R(p) = \emptyset$, p must, in fact, an impossible event which has no chance at all to be

realized on U . If $R(\mathbf{p})$ is meaningless or $R(\mathbf{p}) = \emptyset$, \mathbf{p} is a predicate which cannot be realized in the course of observation. However, in case of $R(\mathbf{p}) = \emptyset$, if we hypothetically take up a set $R(\mathbf{p})$ to be assumed as if $R(\mathbf{p}) \neq \emptyset$, then, by this assumption, we may only be imposed an extension of the family of sets in accord with the theory for which we are trying. In this connection, the set $R(\mathbf{p})$ which shall be added to the family of sets, will then turn out to be treated as an undecidable object for the course of observation. Thus, we may have the following two behaviors to be possible:

- (i) we reject $R(\mathbf{p})$ as an impossible image;
- (ii) we admit the hypothetical set $R(\mathbf{p})$ to be added to cause an extension of the family of sets.

In case of (i), $R(\mathbf{p})$ is delisted out as an exceptible noise for our investigation, whereas, in case of (ii), the addition of $R(\mathbf{p})$ must accompany some additional axioms through which the extended space shall be well-reconstructed and hence the extended axiom system shall be found to be compatible. The verification of the compatibility of the extended system, if on an infinite universe, might not be possible without any specific condition. In case of gaussian plane (of complex numbers), it was simply introduced only through some elucidation of the amplitude of a complex number; but, in fact, it had to be passed to Riemann's renovation on the construction. Indeed, the most important thing was the illustrative specification of the notion of the amplitude of a complex number, but that alone could not make a completion, because any prolongative succession of mappings around a singular point of a function necessarily needed Riemann's reconstructive specification of the plane (of complex numbers).

In analyzing $R(\mathbf{p})$, tracing back to the original universe of primitive objects, if all the intermediate processes are proceeded within a finite number of stages of finitary state, no undecidability can occur, because all the observations must then stay within effective computations. When all the processes, above-mentioned, of tracing back to the original universe make only effective computations, $R(\mathbf{p})$ is said to be an *effective range*. Then, on the undecidability in case of (ii), the following fact may be stated as a mark of inspection:

Theorem IV.1. *If $R(\mathbf{p}) \neq \emptyset$ and $R(\mathbf{p})$ is undecidable, $R(\mathbf{p})$ cannot be an effective range.*

Mathematical Seminar of the Muroran Inst. Tech., Hokkaido

(Received Apr. 18, 1969)

References

- 1) E.g., J. Hintikka and P. Suppes: *Aspects of Inductive Logic* (North-Holland), (1966).
- 2) Kinokuniya, Y.: Mem. Muroran Inst. Tech. **6** (2), 498 (1968).
- 3) E.g., Heijenoort, J.v.: *From Frege to Goedel* (Harvard Univ. Press), 14 (1967).

加熱冷却繰返しによる炭素鋼のパーライトの 粒状化におよぼす炭素量の影響について

三 浦 寛

On the Influence of Carbon Contents on the Spheroidization of Pearlite of Carbon Steel by the Thermal Cycling

Hiroshi Miura

Abstract

The spheroidization of pearlite of six carbon steels containing 0.03~0.85%C by the thermal cycling below A_{c1} were investigated by the modified point counting method. After the thermal cycling, the dimension and density of specimens were measured. The specimen of solid bars 10 mm in diameter were subjected to a repetition of salt bath heating and water cooling. The period of the thermal cycle was 5 minutes and maximum heating temperature was 690°C. The results obtained are summarized as follows:

- (1) The rate of spheroidization of pearlite by the thermal cycling was increased by decreasing of carbon contents.
- (2) The length and density of specimens decreased by the thermal cycling. The rate of decrements in the length and density increased by decreasing of carbon contents.

I. 緒 言

鉄鋼材料が加熱冷却の繰返しを受けると、「熱疲労」のためその表面に亀甲状の割れを発生し、やがては使用目的にそわぬようになり廃却されることは衆知のとおりである。

熱疲労に関するこれまでの研究の多くは、割れ発生までの寿命の推定^{1),2)}、あるいは割れの形状、深さおよび数と熱サイクルとの関係^{3),4)}に関するものであり、熱疲労に関する金属組織学的な知見は非常に少ない。筆者は加熱冷却の繰返し（以下繰返加熱と略す）により材料の金属組織学的性質が変化することが熱疲労の破壊現象と密接な関係があると考えたものである。このため、筆者は繰返加熱による顕微鏡組織の変化を系統的に検討し、初析フェライトにおける変化についてはすでに報告^{5)~7)}した。

この報告はおもにパーライト組織の変化に関するものである。この研究は繰返加熱によるパーライトの粒状化の程度と炭素含有量との関係を定量的に検討することにより、初析フェライトとの関係を明らかにすることを目的として行なったものである。この報告では繰返加熱による試験片の寸法と密度の変化についてもあわせて報告する。

パーライトが共析変態点以下の温度で加熱されることにより粒状化することは経験的に知られているが、繰返加熱によるパーライトの変化に関する検討は川崎等の低炭素に関する報告^{8),9)}を例外とすると、これまでほとんど行なわれたことがない。川崎等の丸棒型の試験片を真空カプセルに封入して、「電気炉加熱—水冷方式」の繰返加熱を行ない、試験片の組織観察、寸法測定、密度の測定などを行なっている。

II. 実験方法

供試材は市販の機械構造用炭素鋼 (JIS, SC 材), 炭素工具鋼 (JIS, SK 材) および電解鉄を素材として大気中溶解 (5 kg) 後、鍛造した溶製鋼であり、その化学組成と変態点は表-1 に示したとおりである。

表-1 供試材の化学組成、変態点および熱処理条件

鋼 種 号	化 学 組 成 (%)					変 態 点*		熱 処 理 条 件
	C	Si	Mn	P	S	A_{c1}	A_{c3}	
Fe**	0.03	0.01	0.04	0.03	0.016		933	950°C 1hr AC+950°C 1hr FC
S15C	0.09	0.23	0.44	0.010	0.009	734	877	920°C 2hr FC
S25C	0.26	0.28	0.42	0.015	0.008	734	844	900°C 2hr FC
S35C	0.38	0.25	0.67	0.020	0.013	734	793	850°C 1hr AC+820°C 1hr FC
S55C	0.55	0.29	0.66	0.009	0.022	734	757	820°C 1hr FC
SK5	0.85	0.33	0.41	0.020	0.015	738	762	850°C 24hr FC

*: 加熱速度 17°C/min

** : 溶製鋼, 大気中溶解, 1100°C で鍛造した。

供試材は表-1 に示す条件で焼鈍し、炭素含有量 (C 量と略す) と硬度の関係が直線的になり、しかもその組織 (原組織) が初析フェライトと層状パーライトよりなるように調整した。

熱処理後、図-1 に示す形状に切削して繰返加熱用の試験片とした。なお、図-1 の小さな試験片 (10 ϕ ×10 mm) は比較用の試料であり、本報ではこの小さな試料の観察結果については述べないことにする。

試験片を 690 \pm 5°C に保持中の塩浴中に 5 分間浸漬し、室温の流水中に急冷する方式によって繰返加熱を行なった。塩浴剤は市販の硝石系塩浴剤であり、融点は 315°C である。試験

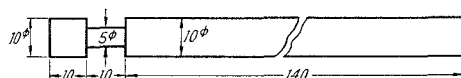


図-1 試験片の形状および寸法 (mm)

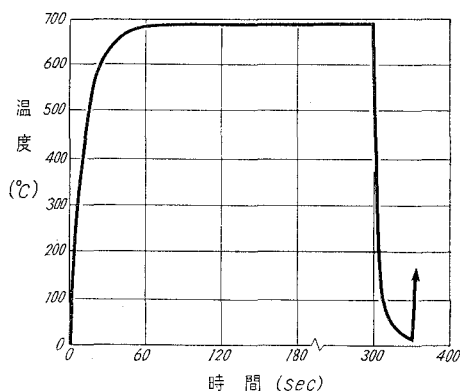


図-2 試験片の熱サイクルの時間—温度曲線

片の浸漬による塩浴の温度降下を防ぐため、塩浴の容量は著しく大きく ($80^{\circ}\times 500\text{ mm}$) した。繰返加熱の熱サイクルの時間—温度曲線は 図-2 に示したとおりであった。図-2 は試験片の中心軸に小孔をあけ、試験片の一端に鋼管を溶接して、試験片を塩浴および水中に浸漬した時の試験片中央部の温度の変化を 0.3° mm のクロメル—アルメル熱電対で測定した結果である。なお、熱電対の先端は試験片中心軸の小孔に溶接した。試験片の真の温度変化は 図-2 より急激であろう。熱サイクルの加熱時間は 53 sec、保持時間は 247 sec であった。加熱速度は熱サイクル初期で約 50°C/sec 、 $690\sim 200^{\circ}\text{C}$ 間の平均冷却速度は約 50°C/sec と測定された。

繰返加熱は非常に危険ではあるが、試験片の端部に小孔をあけ針金で釣るして手操作で行なった。

所要の繰返加熱後、長い試料の横断面中心部の組織を観察し、ビッカース硬度を測定した。長い試料の全長 ($L=140\text{ mm}$) および標点間距離 ($l=100\text{ mm}$) の変化および試験片の密度も測定した。密度の測定は試験片表面の酸化膜を除去し、エメリー研磨後、水中秤量法によって行なった。組織は後述するポイントカウンティング法によって組織解析を行なった。

III. 実験結果および考察

1. パーライトの粒状化におよぼす C 量の影響について

写真-1 は C 量が異なる試験片の 1 サイクルおよび 200 サイクル後の組織である。原組織は 1 サイクル後の組織とほぼ同じなので写真は省略した。写真-1 によると低炭素鋼の初析フェライトには微粒セメンタイト⁵⁾が析出し、パーライトの粒状化は共析鋼の場合より進行している。試験片、0.03% 鋼は溶製鋼であり、フェライトには繰返加熱によって生じた亜粒界⁷⁾と微粒セメンタイトが観察される。

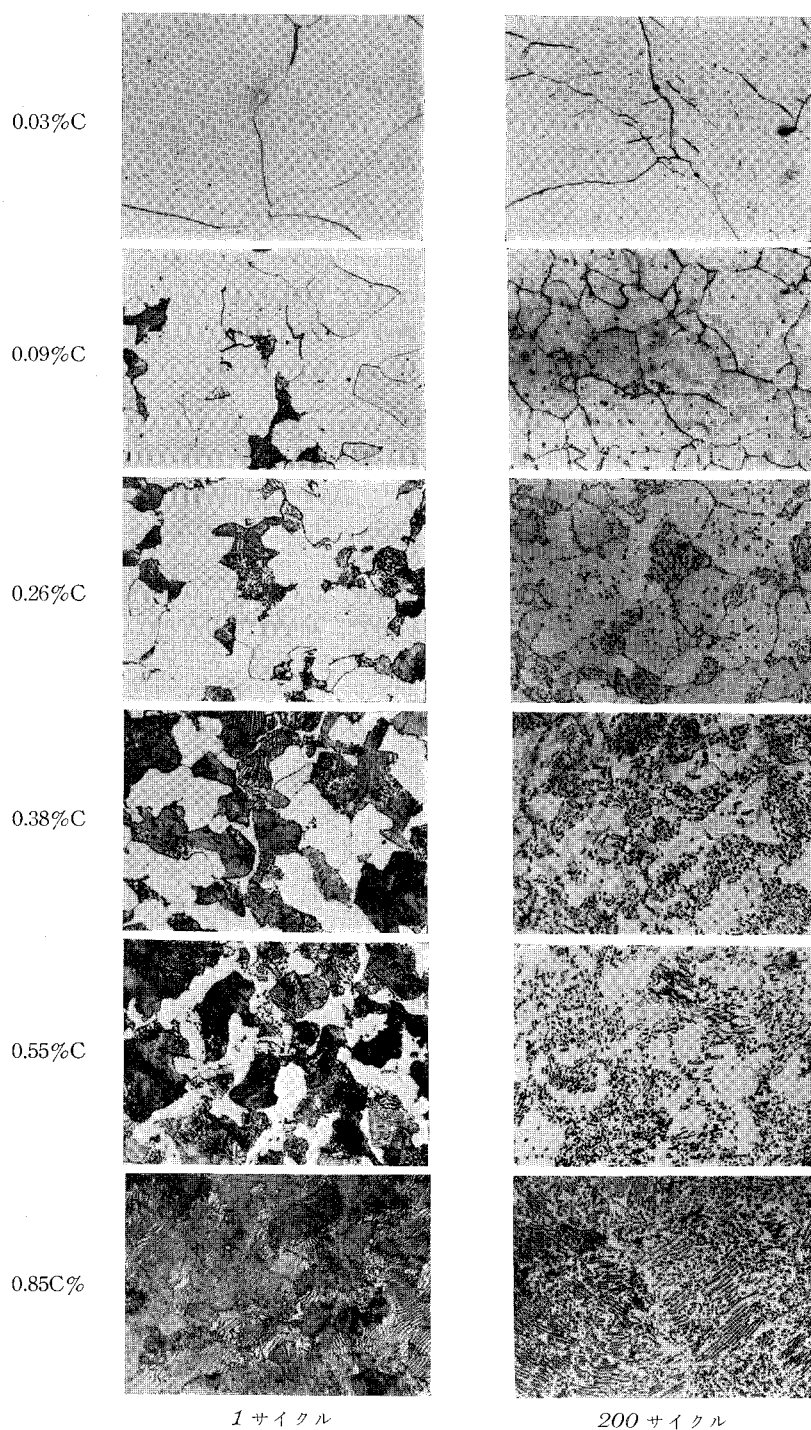
写真-1 に示した組織の変化を定量的に調べるため、原組織と 200 サイクル後の組織のポイントカウンティングを行なった。

ポイントカウンティングの測定条件は 表-2 に示すとおりである。この方法はパーライトの粒状化の程度を定量的に表示することを目的として新たに考察した方法であり、通常の方法より簡便なので「簡便法」と呼ぶことにする。

表-2 パーライトの粒状化率の測定条件 (簡便法)

検鏡倍率	引伸倍率	視 野 (mm)	実 視 野 (μ)	視 野 数	格子間隔	総 格 子 数
$\times 400$	$\times 2000$	$1^{\circ}0\times 100$	50×50	20 以上	5 mm	400 点/1 視野

組織の量： 格子点直下の組織の数



写真一1 加熱冷却繰返しによるパーライトの粒状化におよぼす C 量の影響
塩浴加熱, 690°C 5 min WC (電解研磨×400)

簡便法は組織を次のように分類して、格子点上の組織の数を数え、総格子点数に対する割合を求める方法である。

- (i) 層状パーライト: (P) 層状のパーライトセメンタイト (長径/短径 >3) および分解不能の微細パーライト
 - (ii) フェライト: (F) 初析フェライトおよびパーライトフェライト
 - (iii) 粒状セメンタイト: (c) パーライトコロニーおよび初析フェライト中の 0.5μ (視野で1mm) 以上の粒状セメンタイト, および短い棒状 (長径/短径 <3) のパーライトセメンタイト
 - (iv) 微粒セメンタイト: (cf) 初析フェライトに析出している 0.5μ 以下の球状析出物
- パーライトの粒状化の程度は粒状化率, **Sph** (%) を下式により定義し, 計算した。

$$\text{Sph} = \frac{(cf+c)}{(P+c)} \times 100 \quad (\%) \quad (1)$$

(1) 式で明らかなように, 粒状化率はパーライトセメンタイトが全部粒状化した場合 100% となる。

図-3 は簡便法で測定した原組織のパーライト量と C 量との関係である。図中の点線は共析点を 0.95% C として計算したパーライトの理論量であり, C 量の多い側では理論量よりパーライト量が幾分少ないが, 原組織のパーライト量と C 量はほぼ直線の関係にあると考えてよい。

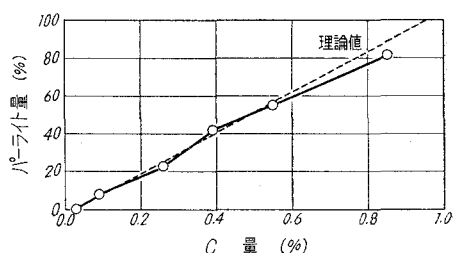


図-3 原組織のパーライトと C 量の関係

図-4 はパーライトの粒状化量, ΔSph と C 量との関係である。 ΔSph は 200 サイクル後と 1 サイクル後の粒状化率, **Sph** との差であり, 繰返加熱によって粒状化した量の割合である。図-4 より, 繰返加熱によるパーライトの粒状化が C 量の少ないほど急速であることが明らかである。 ΔSph と C 量とはほぼ直線の関係にあると考えてよい。図中の点線は回帰直線であり, ΔSph と C 量との関係は下式のとおりであった。

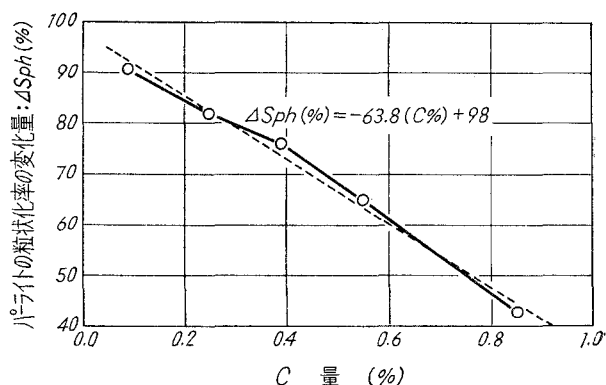


図-4 加熱冷却繰返しによるパーライトの粒状化量と C 量の関係

$$\Delta\text{Sph} = (200 \text{ サイクル後の粒状化率}) - (1 \text{ サイクル後の粒状化率})$$

$$\Delta\text{Sph} (\%) = -63.8 \times (c \%) + 98 \quad (2)$$

C量が少ないほどパーライトの粒状化が急速であることは、フェライトがパーライトの粒状化に影響をおよぼしていることを意味するものである。繰返加熱によりフェライトには微粒セメンタイトが析出する。微粒セメンタイトのC原子の供給源の一部がパーライトセメンタイトとすると、フェライト量が多いほどパーライトの粒状化は促進されることになる。粒界はC原子が偏析したり、析出が起り易い位置である。パーライトセメンタイトの分解によって生じたC原子の一部がフェライト粒界に偏析、あるいは、再析出すると考えると、フェライト量が多いほど、粒界も多くなるためパーライトセメンタイトの分解が促進されることになる。すなわち、微粒セメンタイトが析出することにより、フェライトのC量が低下するため、C原子の一方向的な拡散（パーライトセメンタイト～フェライト粒界～フェライト粒内～微粒セメンタイト、）が進行する。この結果、フェライト量が多いほどパーライトの粒状化が急速になるものと考えられる。パーライトの粒状化に関する研究¹⁰⁾は数多いが、地質のフェライトが問題とされた報告は見当らない。

2. 硬度の変化におよぼすC量の影響について

図-5は原組織および繰返加熱後の硬度とC量との関係である。溶製鋼の0.03%C鋼を例外とすると、硬度とC量とはいずれも直線関係にあると考えてよい。図-5によると、1サイクル後にはいずれも硬度が増加し、200サイクル後の硬度は1サイクルより減少している。原組織と200サイクル後の硬度を比較すると、C量の少ない側では200サイクル後の硬度のほうが原組織より高く、高炭素側では逆にになっている。200サイクル後の硬度は写真-1に示したパーライトの粒状化と微粒セメンタイトの析出の影響のほか、急冷硬化や熱ひずみの影響をも受けていると考えなければならない。硬度を減少させる因子はパーライトの粒状化である。

図-6は原組織～1サイクル間の硬化量(ΔH_{v1})および1～200サイクル間の硬度の変化量(ΔH_{v200})とC

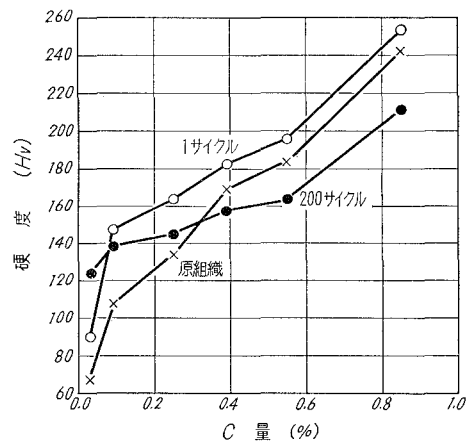


図-5 加熱冷却繰返しによる
硬度の変化におよぼすC量の影響
原組織：焼鈍まま

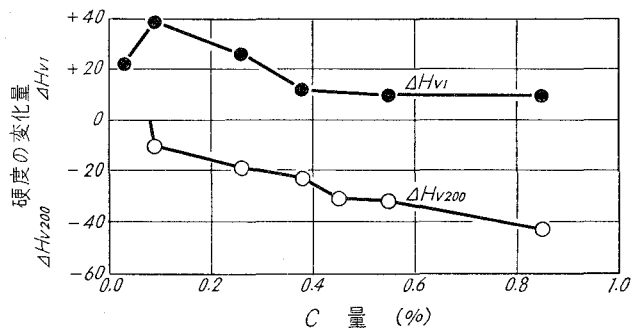


図-6 硬度の変化量とC量の関係

$$\Delta H_{v1} = (1 \text{ サイクル後の硬度}) - (\text{原組織の硬度})$$

$$\Delta H_{v200} = (200 \text{ サイクル後の硬度}) - (1 \text{ サイクル後の硬度})$$

量との関係を示したものである。1サイクルの硬化量はC量の少ないほど大である。これは初析フェライトの急冷硬化、微粒セメンタイトの析出硬化および後述する熱ひずみによるものと考えられる。1~200サイクル間の硬度の変化量はC量が多いほど大きい。前述のごとく、C量が多いほどパーライトの粒状化率、Sphは小さいが、原組織のパーライト量はC量が多いほど多くなるため、パーライトの粒状化した量は多くなり、この結果、硬度の変化量が大きくなるものと考えられる。硬度を物理量と仮定し、原組織と硬度変化量との比を求めると、0.85%C鋼の場合は約5%、0.09%C鋼の場合は約10%であり、硬度の変化率はC量の少ないほど大となり、パーライトの粒状化率と対応する。

3. 加熱冷却繰返しによる試験片の寸法変化について

図-7は繰返数と試験片の長さ収縮率との関係の代表的な例である。プロットは省略したが、他の試験片の場合も同じ傾向である。図-7によると、いずれの試験片も繰返数の増加とともに収縮量が増加し、この増加率はC量の少ないものほど大である。図-8は長さ減少率とC量の関係である。この図よりフェライト量が多いほど、収縮量が大きくなることが明らかである。繰返加熱後の試験片は両端部が幾分ふくらんだ形となり、試験片中央部付近ほど直径の増加が少なく、長さ方向の減少率も小さい。この収縮現象は試験片が急冷されるとき外周部のほうが内部より先に収縮し、内部が圧縮応力で塑性変形するために生ずることがそのおもな原因であり、熱ひずみと称せられている現象が集積したものと考えられる。

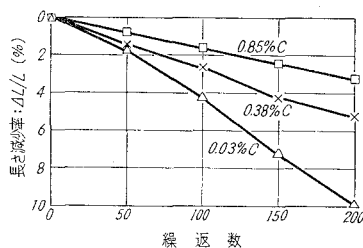


図-7 加熱冷却繰返しによる試験片の長さの変化

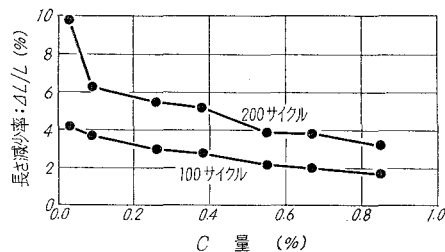


図-8 長さの減少率とC量の関係

問題は収縮率が10%にもおよぶ大きな値であり、試験片全体が著しい塑性変形を受けていることである。このような大きな塑性変形はパーライトの粒状化を促進^{(11), (12)}し、フェライトに転位を発生する原因と考えるべきであろう。川崎等⁸⁾は繰返加熱による熱応力によって試験片が収縮し、さらに、フェライト中の非金属介在物に集中し、介在物付近に亜粒界が形成すると報告している。詳細な点については続報の予定であるが、筆者の実験によると介在物が存在しなくても、繰返加熱によりフェライト中に転位が発生し、亜粒界を形成⁽¹³⁾する。写真-1の0.03%C鋼の亜粒界もこの1例である。繰返加熱の収縮現象はフェライトの材質を変化させる点において熱疲労現象を検討する場合には重要な因子となるであろう。

4. 加熱冷却繰返しによる試験片の密度の変化について

繰返加熱により試験片の重量が減少 (図省略) する。これは塩浴による溶損および酸化膜の脱落によるものと考えられる。図-9 は繰返数と密度との関係である。プロットは省略したが、いずれの試験片も繰返数の増加とともに図-9 と同じ傾向で密度が減少した。原組織の密度の測定結果は他の研究者の測定値¹⁴⁾ とほぼ同じ値であった。図-10 は C 量と密度の減少率との関係である。密度の減少率は図-9 の密度と繰返数の関係が直線的関係であると仮定して計算した回帰直線の勾配である。図-10 の曲線によって示したように、プロットに多少のバラツキがあるが、C 量の少ないほど密度の減少率大きい。

試験片の密度の減少は空孔、空洞あるいはマイクロクラックなどのような欠陥が存在することを意味する。高村等¹⁵⁾ は Al の細線の繰返加熱を行なった場合に認められる異常な膨張を急冷空孔によると述べてい

る。Au の場合¹⁶⁾、試験片の直径が大きくなると熱応力による空孔のほうが多くなると報告している。川崎等の実験⁸⁾ では 0.16% C 鋼の場合の密度の減少率は 200 サイクル後で約 1% 程度である。筆者の 0.03% C 鋼の密度の減少率は 100 サイクルで 3% 程度である。この減少量は原組織の体積の 0.82% におよぶ空洞が生じているか、 10^{-2} 程度の過剰空孔が存在することになる。Seitz¹⁷⁾ や Mott¹⁸⁾ によると、100% の塑性変形によって生ずる空孔は 10^{-4} 程度とされているので、空洞またはマイクロクラックなどのような大きな欠陥が生じている可能性がある。

上述の密度の減少の原因については将来さらに検討すべき問題があるが、フェライト量が多いほど密度の減少が大きいことは、フェライトには空孔あるいは空洞などのような大きな欠陥が発生しやすいことを暗示するものであり、熱疲労の解明にとってきわめて重要な現象と考えるべきであろう。

上述のように、繰返加熱によるパーライトの粒状化率の変化量、硬度の変化率、長さの減少率および密度の減少率はいずれも C 量の少ないほど大きいのである。すなわち、フェライト量が多いほど繰返加熱による材質の変化が著しい。これらの現象は相対的關係をもって進行す

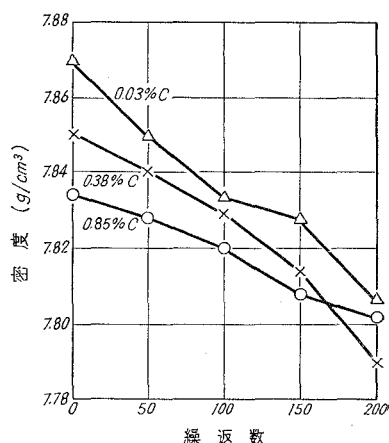


図-9 加熱冷却繰返しによる試験片の密度の変化

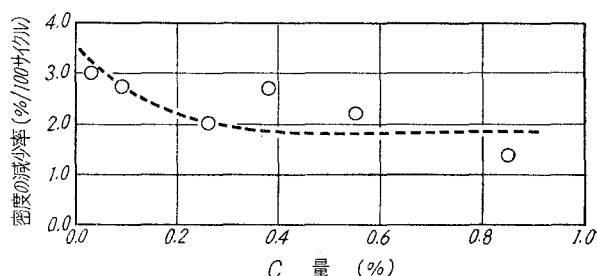


図-10 密度の減少率と C 量の関係

るものと考えらるべきである。すなわち、パーライトの粒状化により硬度が減少する。試験片の塑性変形はパーライトの粒状化を促進し、硬度の減少は試験片の塑性変形を促進する因子となる。塑性変形は空孔数を増加する因子であり、空孔は拡散を促進する因子である。また、これらの現象は材料の強度の低下、塑性ひずみの蓄積および比較的大きな欠陥の発生などと密接な関係をもつ現象であるため、熱疲労の解明にとっても重要な因子であると考えらるべきであろう。

IV. 総 括

加熱冷却繰返しによるパーライトの粒状化と地質のフェライトとの関係を検討することをおもな目的として、炭素含有量 (C 量) の異なる丸棒型試験片を共析変態点以下の温度範囲で繰返加熱を行ない、試験片の組織、硬度、寸法および密度を測定した。得られた実験結果をとりまとめると次のとおりである。

(1) 繰返加熱によるパーライトの粒状化はフェライト量が多いほど急速であり、パーライトの粒状化した量 ($4Sph$) と C 量との間には次のような直線的関係がある。

$$4Sph (\%) = -63.5 \times (C \%) + 98$$

(2) 繰返加熱により試験片の長さおよび密度が減少する。この減少率もフェライト量が多いほど著しい。

(3) 繰返加熱によるパーライトの粒状化は地質のフェライトの変化の影響を受ける。

この実験によって明らかにした繰返加熱によって生じる種々の現象は、いずれも地質のフェライトの変化と密接な関係をもつ現象であり、熱疲労現象の解明にとっても重要な因子と考えられる現象である。

終りにのぞみ、この研究に御助言いただいた元北海道大学工学部萩原厳教授および室蘭工業大学金森祥一教授に謝意を表する。この研究における実験を担当していただいた富田 功氏 (立川スプリング社) に深く感謝する。

(昭和 41 年 10 月 18 日, 日本金属学会昭和 41 年度秋季 (第 59 回, 尼崎) 大会にて講演)

(昭和 44 年 4 月 23 日受理)

文 献

- 1) Coffin, L. F: Trans. ASME, **76**, 931 (1954).
- 2) 日本材料学会疲労部門委員会研究報告: 材料, **13**, 554 (1963).
- 3) Radeker, W: Stahl u Eisen, **74**, 924 (1954).
- 4) 渡辺・柴崎: 材料, **12**, 599 (1963).

- 5) 三浦・大内： 日本金属学会誌, **30**, 361 (1966).
- 6) 三浦： 日本金属学会誌, **31**, 964 (1967).
- 7) 三浦： 日本金属学会誌, **31**, 970 (1967).
- 8) 川崎・笹川・相沢： 材料試験, **10**, 215 (1961).
- 9) 川崎・笹川・相沢・薄井： 材料試験, **11**, 176 (1962).
- 10) 例えば, 佐藤・矢嶋： 鉄と鋼, **36**, 543 (1950).
- 11) Whiteley, J. H: JISI, **97**, 353 (1918).
- 12) 佐藤・西沢： 日本金属学会誌, **20**, 51 (1956).
- 13) 三浦： 日本金属学会, 昭和44年度春期(第64回・東京)大会にて講演, 講演概要集, 196 (1969).
- 14) 日本金属学会： 金属便覧, 510 (1952).
- 15) 高村・田畑： 金属物理, **2**, 197 (1956).
- 16) Takamura, J: Acta Met, **9**, 547 (1961).
- 17) Seitz, F: Adv, in Physics, **1**, 43 (1952).
- 18) Mott, N. F: Phil, Mag, **43**, 1151 (1952).

各種マンガン鉱石の加熱変化について

—— とくに共存成分の挙動 ——

田中章彦・片山 博・金森祥一

Consideration on Thermal Decomposition of Manganese Ores — Concerning Behavior of Co-existential Constituents of Manganese Ore —

Akihiko Tanaka, Hiroshi G. Katayama and Yoshikazu Kanamori

Abstract

We investigated the thermal decomposition of various manganese ores by differential thermal analysis and thermal balance analysis and examined the various mineral phases formed on heating by X-ray diffraction.

The results are as follows:

- 1) A thermodynamic consideration was made on the thermal decomposition of MnO_2 by reviewing related references published by some authors and we obtained information of reasonable value concerning decomposition temperature of MnO_2 .
- 2) MnO_2 or MnCO_3 contained in natural ores decomposes at a higher decomposition temperature than in the chemicals produced artificially.
- 3) On heating, manganese ores decompose at various temperature, depending on their mineral composition and their physical properties, such as the degree of crystallization and particle sizes.
- 4) When a considerable amount of CaO is contained in the ores, depending on its content, either CaMnO_3 or CaMn_2O_4 is formed at a high temperature. Furthermore, when the ratio of CaO to MnO_2 is approximately 1:10, a different type of calcium manganite, which has the chemical composition approximated to formula $2\text{CaMnO}_3 \cdot 5\text{Mn}_2\text{O}_3$, is formed at about $1,000^\circ\text{C}$.
- 5) SiO_2 is soluble in Mn_2O_3 at a high temperature. This solid solution is stable and is not decomposed until over a temperature of $1,100^\circ\text{C}$ whereas Mn_2O_3 is easily decomposed below $1,000^\circ\text{C}$. The ores with a high content of SiO_2 begin to soften at about $1,100^\circ\text{C}$ and melt at around $1,200^\circ\text{C}$.
- 6) Iron oxide reacts with manganese oxide to form MnFe_2O_4 .

I. 緒 言

従来、フェロマンガンの製造においては原料鉱石はほとんど予備処理することなく製錬炉に直装されていたが、近年、整粒、造粒、焼結、予熱および予還元等の予備処理が国の内外を問わず盛んに行なわれるようになってきた^{1~11)}。これらの目的とするところは安価な粉鉱の利用、炉況の安定化、電力原単位の低下、Mnの揮散ロスの減少およびダストによる大気汚染の防止等であり、それぞれ相当の成果が得られているようである。

現在使用されているマンガン鉱石は酸化鉱、けい酸塩鉱、炭酸塩鉱に大別され、その組成、酸化度、結晶性も多種多様にわたっている。したがって原鉱石を加熱するとその銘柄ごとに異なった変化を示し、とくに高温では構成成分間に相互反応が起り複酸化物が生成するなど一般にその経過はきわめて複雑である。これらの諸変化を調べることは上記の予備処理に対して有用な基礎知識を提供するものであり、これまでも2, 3の研究が行なわれている^{12)~14)}。しかし従来の研究は主としてマンガン鉱石の熱分解、物理的諸性質の変化およびCOによる還元特性等を比較的低温域において検討したものであり、1,000°C以上の高温域にはあまり触れられていない。

著者らはフェロマンガンの製造の基礎反応について総合的に研究することを計画し、いろいろな角度から一連の実験を進めている。その一部としてまず内外産の各種マンガン鉱石について、1,200°Cまでの高温加熱時に起る諸変化ならびに生成相を検討してみた。これは単に鉱石の予備加熱、予備還元の情報となるばかりでなく、溶鉱炉、電気炉内の諸反応を解明する上に基礎的な重要な知識を得るものと考えたからである。一般にマンガン鉱石を高温に加熱した際得られる生成相は組成的に複雑かつ不安定で同定のきわめて困難なものが多く、得られた結果はかならずしも満足すべきものとはいえず最終的な決定を今後に残している点も少なくないが、以下現在までの測定結果を報告し、これについて簡単な考察を試みることにする。

II. 実験試料および方法

1. 試 料

本実験に供したマンガン鉱石は合計12銘柄16種である。これらを酸化マンガ系、けい酸マンガ系、炭酸マンガ系に大別し、それぞれの化学組成を示すと表-1となる。

なお、この他に比較考察するために、特級試薬の MnO_2 、 MnCO_3 ならびに他の2, 3の合成物も同一条件において試験した。

本研究の目的の上から、上記の試料の化学組成は必ずしもその銘柄を代表するものでなく、とくに高品位のもの、特定の成分を多く含むもの等、必要に応じて多量の鉱石塊中から意識的に選びとったものもある。このような試料には表中とくに*印を付して示した。

なお、表中にはとくに示さなかったが、これらの試料中でPの高いものはインド鉱(0.161%)、ブラジル(0.091%)、ガボン(0.085%)、渡島(0.072%)であり、Sについては石崎鉱が2.54%ととくに高い値を示した。

2. 実験方法

試料加熱間の熱変化および重量変化について示差熱天秤により同時測定を行なった。試料採取量は約0.6 g、加熱速度はすべて4°C/minであり、示差熱分析の標準物質としては $\alpha\text{-Al}_2\text{O}_3$ を用いた。

表一1 供試マンガン鉱石の化学組成

銘 柄	略 記 号	化 学 組 成 (%)							
		T. Mn	MnO ₂	T. Fe	SiO ₂	Al ₂ O ₃	CaO	MgO	
南 阿 I*	SA-I	59.31	92.09	0.24	0.22	0.34	0.08	0.13	
" II	SA-II	56.85	83.87	0.79	0.46	0.31	tr.	0.15	
ガ ボ ン	G	52.64	78.92	2.68	2.33	5.36	0.16	0.18	
比 島 I*	P-I	55.95	78.24	1.01	0.12	0.27	5.67	0.15	
" II*	P-II	52.89	74.91	0.55	0.17	0.17	10.82	0.52	
" III	P-III	43.96	57.14	12.47	4.45	3.30	3.77	0.24	
ブ ラ ジ ル	B	47.62	70.53	5.84	3.36	5.04	tr.	tr.	
イ ン ド	IN	31.12	44.92	17.02	9.43	6.53	1.31	0.26	
タ イ	TH	31.91	46.56	2.71	31.90	3.88	tr.	tr.	
野 田 玉 川*	N	41.76	—	5.02	19.72	1.78	1.11	2.59	
田 老*	TA	36.01	—	15.15	26.53	1.59	0.84	1.24	
渡 島	OS	27.80	27.22	12.92	13.24	2.25	4.58	2.61	
八 雲 (塊)*	Y-H	42.49	—	0.36	2.65	0.14	2.23	0.38	
八雲 (フロス)	Y-F	36.80	—	1.53	6.76	0.57	2.46	0.49	
上国 (フロス)	K-F	30.34	—	6.52	12.61	1.09	2.86	1.49	
石 崎	IS	30.30	—	2.77	7.34	1.25	5.02	3.00	

鉱物相, 中間生成相の同定には東芝製自記 X 線回折装置を用いた。加熱生成物相の同定には 800, 1,000, 1,100 および 1,200°C の各温度に 1 時間保持し相を安定化した後これを急冷することにより作製した試料を用いた。

III. 実験結果および考察

1. MnO₂ の熱分解反応についての従来の諸説の検討

MnO₂ を加熱すると温度の上昇にともない数段にわたって熱分解反応が起り, 次第に低次の酸化物に移行することが知られている。本実験の温度範囲においては次の (1), (2) の分解反応が起り, 空気中の場合 (1) 式は 500~700°C, (2) 式は 900~1,000°C で進行する。



これらの反応についての熱力学的検討はすでに 2, 3 の研究者により行なわれており^{12), 14)}, (1) の場合はいずれも実測値とほぼ近似する理論分解温度が示されている。しかし (2) 式については研究者によってかなりの相違がある。柳橋氏¹²⁾ は J. P. Coughlin の表から次式を誘導しているが, これによると $4G^\circ$ 値は 1,000°C 以下では負にならず実測値と一致しない。

$$4G^\circ = 49,440 - 31.60 T$$

この点について彼らは(3)式を示し、その ΔG° 値がかなり低温から負になることよりこの反応も同時に進行するのではないかと推定している。



$$\Delta G^\circ = 41,520 - 45.40 T$$

これに対してその後 Earl M. Otto¹⁵⁾ および N. G. Schmahl ら¹⁶⁾ は前後して(2)式の解離酸素圧について検討しそれぞれ次の式を報告している。

$$-4.5758 \log P_{\text{O}_2} (\text{atm}) = 41,200/T - 32.9^{15)}$$

$$\log P_{\text{O}_2} (\text{atm}) = 11,293/T - 1.337 \log T - 0.646 \times 10^{-3} T + 1.113 \times 10^5 T^{-2} + 13.87414^{16)}$$

この式の算出にあたって彼らは共に広範囲にわたる文献調査と従来報告されている熱力学的数値の入念な評価を行なっているが、とくに N. G. Schmahl らは次に示すような考察にもとづいて各酸化物の活量に変化する可能性を推定し、このことを考慮に入れた実験を行なっている。すなわち、

1) 解離圧の測定温度範囲は各酸化物の再結晶温度 (Tamman によると絶対温度で表わした融点の約 1/2) よりわずかしき高温でないため粒の成長および格子ひずみの回復が遅い。

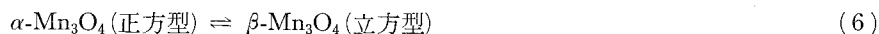
2) Mn_2O_3 には α, β, γ , Mn_3O_4 には α, β の変態があり、これらのうち $\gamma\text{-Mn}_2\text{O}_3$ は測定温度では不安定であるとはいえ $\alpha\text{-Mn}_3\text{O}_4$ と同一の結晶構造を有するため、これとの希薄固溶体として存在し得る可能性がある。

したがって N. G. Schmahl らの式の方がより信頼できると思われるので、試みに P_{O_2} が空気の酸素圧と一致する温度を計算してみると 880°C となり、従来報告されている多くの実測値とかなり近似する。一方 E. M. Otto の式についても同様に分解温度を算出すると 871°C となり、前者と大差のない結果が得られる。

空气中で加熱する場合は本実験の温度範囲 ($1,200^\circ\text{C}$ 以下) では次式の反応は起り得ないものと思われる。



以上の熱分解反応の他に Mn_3O_4 には次に示す変態反応が知られている¹⁷⁾。



この変態温度は $1,170^\circ\text{C}$ であり、この温度以上に加熱すると容易に立方型の Mn_3O_4 が得られるが、逆反応の速度も早いため急冷によってこの構造を常温まで持ちきたすことは困難である。

2. 示差熱分析および熱天秤分析結果

表-1 にその化学組成を示した各マンガン鉱石について示差熱天秤を用いて加熱時に起る

諸変化を追跡した結果は図-1, 2, 3に示される。いずれの図においても上方には示差熱分析, 下方には熱天秤分析曲線を示す。これらの曲線について鉱石の系統別に注目された点を記すと次のようである。

A. 酸化マンガン鉱の変化

この系統の鉱石は表-1の南阿鉱Iからタイ鉱までの9種類であり、本実験に用いた鉱石の大半を占める。これらのうち比較的高品位の鉱石は図-1に、また鉄マンガン鉱、高い酸鉄を含む低品位鉱は図-2にけい酸塩鉄とともにそれぞれの結果を示した。

図-1において、化学試薬の MnO_2 は約 $400^{\circ}C$ までに脱水した後、 $520\sim 560^{\circ}C$ にて前節に示した(1)式の反応、 $920\sim 970^{\circ}C$ にて(2)式の反応が起り、また $1,170^{\circ}C$ に(6)式の格子変態にもとづく吸熱ピークが顕著に現われ、前述の熱力学的考察と一致する結果を示している。

これに対して天然産の鉱石ではそれぞれ特徴ある変化を示す。まず脱水反応についてみると比島鉱P-Iは $200^{\circ}C$ 以下の減量が大きい。ガボン鉱G、ブラジル鉱B、インド鉱INは $300^{\circ}C$ 前後にて徐々に脱水し、比島鉱P-IIはさらに高温の $440^{\circ}C$ 付近に吸熱ピークとそれとともにな

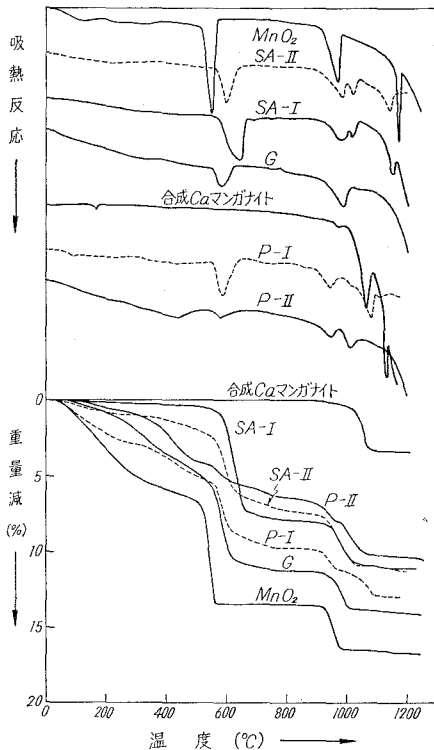


図-1 高品位酸化マンガン鉱の示差熱分析および熱天秤分析曲線

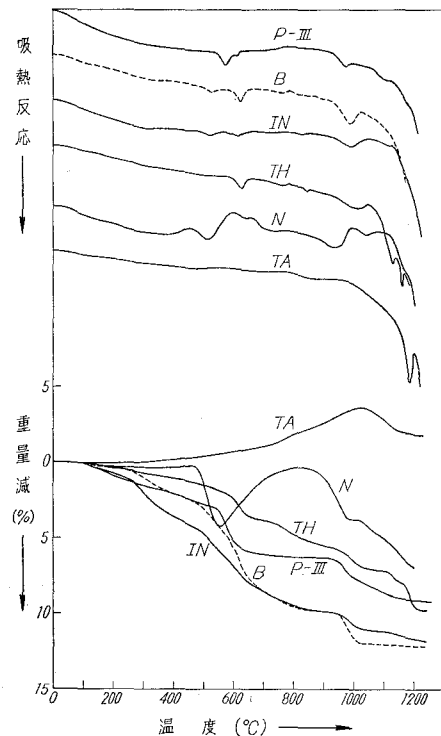


図-2 低品位酸化マンガン鉱およびけい酸マンガン鉱の示差熱分析および熱天秤分析曲線

う減量がみられる。南阿鉱 SA-I は 500°C 以下ではほとんど減量がなく結合水の含有はわずかである。

次に (1) 式の分解反応を試薬の場合と比較するといずれも高温側にずれている。これについて柳橋氏ら¹²⁾ は二酸化マンガンには α (Cryptomelane), β (Pyrolusite), γ (化学試薬), δ , Ramsdellite 等の変態があり, 加熱時 δ , γ , α の順にその分解温度が高くなるとしている。またこれと幾分相違する示差熱分析データも報告されている¹⁸⁾。しかし著者らの結果について後述の X 線回折の結果と合わせ考察したところでははっきりした傾向は得られなかった。酸化マンガン鉱は一般に結晶性が悪く¹⁸⁾, X 線回折による各相の同定が十分に行なわれ得なかったためと考えられる。また結合水の多いものや結晶の発達が悪いものほど低温にて分解する傾向がうかがわれたので, 粒度や結晶性等の物理的性質の影響も見逃すことができぬと思われる。

(2) 式の分解反応については各鉱石ともその開始温度に大差はないが, その後の経過においてそれぞれに特徴ある変化がみられる。示差熱分析曲線を比較するとガボン鉱 G, ブラジル鉱 B, タイ鉱 TH, インド鉱 IN は吸熱ピークが一つであるが, 南阿鉱 SA-I, SA-II および比島鉱 P-I, P-II では二つ現われている。しかし熱天秤分析曲線によると南阿鉱は一段に減量し, 二段変化は比島鉱にのみ観察される。これより比島鉱は熱分解の過程になんらかの中間化合物が生成することが予想される。事実このことは後述の X 線回折によって確認でき, またその中間生成物を合成することもできた。この合成物の熱分析曲線も図-1 に示したが, 比島鉱 P-I の二段目とほぼ同じ温度で分解反応が起っていることが注目される。

(6) 式の変態反応は共存成分の影響が益々強く現われ, 明瞭な吸熱ピークを示すのは高品位の南阿鉱と前記の合成試料だけであり, しかもいずれも試薬よりかなり低温側にずれている。なお, タイ鉱 TH は 1,100°C 以上に二つの吸熱ピークが現われ, 一つはこの変態によるものと考えられるが, 高温側のピークは溶融にもとづくものである。

B. けい酸マンガン鉱の変化

この系統の鉱石は野田玉川鉱 N および田老鉱 TA の 2 種類であり, いずれも Mn_2SiO_4 が主成分であることがわかった。図-2 において野田玉川鉱 N は 500°C 付近で複雑な変化を示すが, これは共存する菱マンガン鉱の分解およびそれによって生成する MnO の酸化によるものである。したがって以後の変化は酸化鉱に類似し約 900°C にて (2) 式の反応が起る。

田老鉱 TA は 300°C 以上において酸化による増量が観察されるが, これは 750°C をこえると一層顕著になり, 1,000°C 以上においてはじめて減量を示す。これらの反応は示差熱分析曲線にはほとんど現われなく, むしろ 1,180°C 付近における溶融による吸熱ピークが目立っている。また溶融にさきだち重量も減少しているが, これはけい酸塩鉱だけに限らずけい酸含量の高い鉱石に共通にみられる現象であり, その原因については後に考察する。

これら 2 種の鉱石は一方は菱マンガン鉱が共存し, 他方は鉄分が高く, いずれもけい酸塩

鉱を代表する変化を示しているものとは考えられないが、田老鉱のような酸化増量型が一般的であると思われる。

C. 菱マンガン鉱の変化

MnCO_3 の加熱変化は他の炭酸塩たとえば CaCO_3 , MgCO_3 等に比較して複雑であり、きわめて雰囲気の影響を受けやすいのが特徴である。この変化について H. E. Kissinger ら¹⁸⁾ は合成した MnCO_3 を用いて詳細な実験を行なっている。彼らの結果について以下簡単に述べる。

空气中で MnCO_3 を加熱すると $300\sim 500^\circ\text{C}$ で分解といった無定形状態 ($\gamma\text{-MnO}_2$) となるが、 600°C で Mn_2O_3 が現われ以後酸化マンガンと同様に变化する。次に CO_2 ガス中にて加熱した場合、炭酸塩の分解と同時に MnO と Mn_3O_4 が生じ、ついで 600°C において完全に Mn_3O_4 になる。しかし不活性ガス中で加熱した場合は分解生成物は最初から MnO であり少量の Mn_3O_4 を混えるが、 $1,000^\circ\text{C}$ で分解すると完全に MnO が得られる。この MnO は鮮やかな緑色を呈し空気に触れてもほとんど酸化を受けない。

本実験においても、まず試薬の炭酸マンガンを用いその熱分解曲線を求めてみた。この結果は図-3にみられるように H. E. Kissinger らの結果と幾分相違している。 100°C 前後にてまず脱水にともなう変化がみられ、 MnCO_3 の分解は約 330 および 410°C の2段階にわかれて行なわれる。これと平行して MnO_2 への酸化反応、続いて 500°C をこえるとその分解反応が起る。

天然産の菱マンガン鉱の場合、 MnCO_3 の分解温度は高温側にずれ 500°C 以上となる。したがって MnO_2 は生成しない。一般に示差熱分析曲線は幅広い吸熱ピークとその直後の酸化発熱ピークとにわかれ、低品位の石崎鉱 IS はとくに広い範囲にわたって変化している。また上国鉱 K-F お

よび石崎鉱 IS は約 440°C に発熱ピークが現われわずかではあるが増量もしているので酸化反応が起ったものと思われるが、いかなる介在成分に由来するものかを確認できなかった。

MnCO_3 の分解終了後は酸化鉱と同様の経過をたどるはずであり、実際に試薬の場合は(2)式および(6)式の変化が明瞭に認められる。しかし鉱石の場合はこれらの変化がわずかに現われる程度である。これは分解生成物が主として Mn_3O_4 , MnO であり、 Mn_2O_3 はごく少量しか

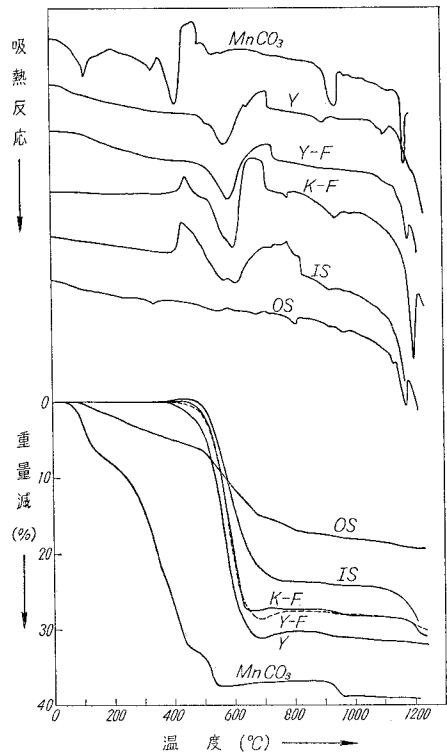


図-3 炭酸マンガン鉱の示差熱分析および熱天秤分析曲線

生成しないためである。もちろんだのような酸化物が生成するかは分解時の酸素圧によって左右されるが、試薬の MnCO_3 と比べて天然鉱石の場合低次の酸化物が生成しやすいことが知られる。この他けい酸含量の高いものは他の系統の鉱石と同様に高温において溶融が起る。

なお、渡島鉱 OS の変化は他の鉱石と非常に異なっている。これは炭酸塩が少なく多量の酸化鉱を含む複雑な鉱石であることによるものと思われる。

3. X 線回折による原鉱存在相ならびに加熱生成相の同定

X 線回折による鉱物相の同定結果は表-2 に示す。試料を 800, 1,000, 1,100, 1,200°C の各温度に 1 時間加熱保持した後急冷し、これを Fe K α 線によって回折を行ない、得られた回折ピークの位置、高さから存在相を同定しその量の大概を推定した。表において各欄の相名の前に付した各記号は次の基準による量関係を示すものである。

- ◎：主成分をなすもの ○：相当多量に含有するもの
 △：少量含有するもの ×：きわめて少量含有するもの

なお、不確実な存在相には相名の末尾に ? 印を付した。

この他に表には示し得ないが非晶質物の相も相当多量に存在することも考察にあたって考

表-2 各種マンガン鉱石の高温加熱生成相の X 線回折結果

銘 柄	加 熱 温 度 (°C)				
	原 試 料	800	1,000	1,100	1,200
南 阿 I	◎ $\beta\text{-MnO}_2$	◎ Mn_2O_3 × Mn_3O_4	◎ Mn_3O_4		◎ Mn_3O_4
" II	△ $\alpha\text{-MnO}_2$	◎ Mn_2O_3 × $\alpha\text{-MnO}_2$	◎ Mn_3O_4		◎ Mn_3O_4
ガ ボ ン	○ $\beta\text{-MnO}_2$ △ $\text{LiMn}_3\text{Al}_2\text{O}_9 \cdot 3\text{H}_2\text{O}$? × 不明物	◎ Mn_2O_3 × Mn_3O_4 ?	◎ Mn_3O_4 △ Mn_2O_3 × SiO_2		◎ Mn_3O_4 △ MnAl_2O_4 ?
比 島 I	◎ 含水 Ca マンガン酸塩 △ $\alpha\text{-MnO}_2$ △ $\gamma\text{-MnO}_2$	◎ Mn_2O_3 △ 不明物	◎ $(\text{Ca}, \text{Mn})\text{O} \cdot \text{MnO}_2$ ○ Mn_3O_4	◎ Mn_3O_4 ○ CaMn_2O_4	◎ Mn_3O_4 △ CaMn_2O_4
" II	◎ 含水 Ca マンガン酸塩 × $\beta\text{-MnO}_2$ × $\gamma\text{-MnO}_2$	○ Mn_2O_3 △ 不明物 × CaMnO_3 × Mn_3O_4	○ CaMn_2O_4 ○ Mn_3O_4 × $(\text{Ca}, \text{Mn})\text{O} \cdot \text{MnO}_2$		◎ CaMn_2O_4 ○ Mn_3O_4
" III	○ Mn_2O_3 ○ Fe_2O_3 △ 含水 Ca マンガン酸塩	◎ Mn_2O_3 ○ Fe_2O_3	◎ Mn_2O_3 ○ Mn_3O_4 △ MnFe_2O_4 △ Fe_2O_3	○ MnFe_2O_4 ○ Mn_3O_4 △ Fe_2O_3	○ スピネル型固溶体?

銘 柄	加 熱 温 度 (°C)				
	原 試 料	800	1,000	1,100	1,200
ブラジル	○ α - MnO_2	◎ Mn_2O_3 × α - MnO_2 × Mn_3O_4	◎ Mn_3O_4 ○ Mn_2O_3 △ Fe_2O_3 × MnFe_2O_4		○ Mn_3O_4 △ スピネル型 固溶体? △ MnFe_2O_4 × Fe_2O_3
インド	△ β - MnO_2 △ α - MnO_2 △ SiO_2 △ Fe_2O_3	○ Mn_2O_3 ○ Fe_2O_3 ○ SiO_2 × MnFe_2O_4	○ MnFe_2O_4 △ SiO_2 △ Fe_2O_3 × Mn_3O_4 × Mn_2O_3	◎ MnFe_2O_4 × SiO_2 × Fe_2O_3 × Mn_2O_3	◎ MnFe_2O_4 × SiO_2
タイ	◎ SiO_2 ○ β - MnO_2	◎ SiO_2 △ Mn_2O_3 × α - MnO_2	◎ SiO_2 ○ Mn_2O_3 × Mn_3O_4	◎ Mn_2O_3 ○ SiO_2 × Mn_3O_4	熔融 冷却後は非晶質
野田玉川	◎ Mn_2SiO_4 ○ MnCO_3	◎ Mn_2SiO_4 △ MnO	◎ Mn_2SiO_4 △ CaMgSiO_4 × MnO	◎ Mn_2SiO_4 ○ CaMgSiO_4 × MnO	同 上
田 老	◎ Mn_2SiO_4 × Fe_2O_3	○ Mn_2SiO_4 △ Fe_2O_3 △ Mn_2O_3	◎ Mn_2O_3 ○ MnFe_2O_3 ○ Fe_2O_3 × $\text{MnSiO}_3?$	◎ MnFe_2O_4 △ $\text{MnSiO}_3?$ × Fe_2O_3	同 上
渡 島	○ MnCO_3 ○ SiO_2 △ Fe_2O_3 △ ドロマイト	○ SiO_2 ○ Fe_2O_3 ○ Mn_2O_3 × MnFe_2O_4 × MnO	○ MnFe_2O_4 ○ SiO_2 × Fe_2O_3 × Mn_3O_4	◎ MnFe_2O_4 △ SiO_2 × Mn_3O_4	
八 雲 (塊)	◎ MnCO_3 △ SiO_2	◎ MnO ○ Mn_3O_4 ○ SiO_2	◎ Mn_3O_4 ○ MnO △ SiO_2		◎ Mn_3O_4
八雲 (フロス)	◎ MnCO_3 △ SiO_2	○ Mn_3O_4 △ MnO △ SiO_2	◎ MnO × Mn_3O_4 × SiO_2	◎ Mn_3O_4 △ SiO_2	
上国 (フロス)	◎ MnCO_3 ○ SiO_2	○ SiO_2 ○ MnO	○ SiO_2 △ 不明物 △ Mn_3O_4 × Fe_2O_3	○ SiO_2 ○ MnFe_2O_4 ○ MnO	熔融 冷却後は非晶質
石 崎	◎ MnCO_3 ○ ドロマイト ○ SiO_2	○ SiO_2 ○ MnO △ CaSO_4 × Mn_3O_4 × Fe_2O_3	○ SiO_2 ○ CaSO_4 ○ Mn_3O_4 × Fe_2O_3 × Mn_2O_3	○ Mn_3O_4 △ CaSO_4 △ SiO_2 × Fe_2O_3 × MnFe_2O_4	

慮しなければならない。二酸化マンガン鉱は一般に結晶性がきわめて悪いといわれ X 線回折に最も顕著に現われた相が必ずしも主成分であるとは考えられなく、また各ピークの高さから相の量比を判断することも危険である。本実験の結果も酸化鉱の回折ピークは概して低く幅広いのが一般であった。しかし南阿鉱 I は軟マンガン鉱の結晶がよく発達し、また比島鉱 I, II では同定できないにしても分析値から CaO との含水複酸化物と推定される結晶性の鉱物が主成分として存在することが推測された。

脈石成分としては石英が多くの鉱石から検出された。とくにタイ鉱は多量に含有し、けい酸塩は認められなかった。この他鉄分の高い酸化鉱にはヘマタイトの回折ピークを示すものがあり、また石崎鉱、渡島鉱にはドロマイトが同定された。

高温に加熱した場合に生成する鉱物相は一般に高品位鉱はマンガン酸化物が当然その主成分をなし、低品位鉱は種々の複酸化物、固溶体を形成する。各鉱石個々の生成相については次節において詳細にとりあつかうので記述の重複を避けるため省略する。

4. 鉱石中の介在成分の加熱変化におよぼす影響

A. CaO の影響

CaO は酸化マンガンと多種類の重マンガン酸塩を生成することが知られているが¹⁹⁾、高温では図-4 の CaO-酸化マンガン系状態図²⁰⁾ に示されるように CaMnO_3 と CaMn_2O_4 が主な生成相であると思われる。なおこの図は空気中における相関係を示し、その組成表示は理解を容易にするため CaO-Mn₂O₃ 面上に投影したものである。

本実験に用いた鉱石の中では比島鉱 I, II が CaO が高く他の不純物が少ないので、この系を調べるには好都合である。これらの鉱石を加熱すると、1,000°C 以上において表-2 にみられるように CaMn_2O_4 が生成する。また比島鉱 II を 800°C に加熱した場合わずかながら CaMnO_3 も現われる。これに対して比島鉱 II を 1,000°C に加熱すると未知の回折ピークが現われ、その高さからこの物質は主要鉱物相であることが推定される。

したがって、この未知の物質を確認するためその合成を試みた結果、 MnO_2 と CaO を 10:1 の重量比に混合し、少量の CaCl_2 を

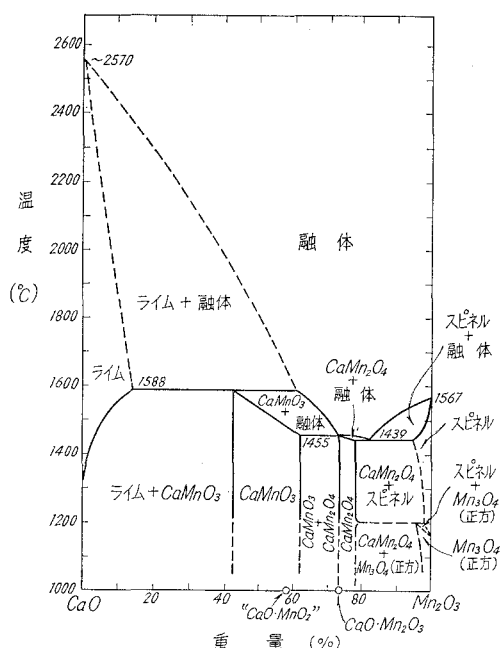


図-4 空気中における CaO-酸化マンガン系状態図²⁰⁾

表—3 合成カルシウムマンガナイトの分析値

試料記号	CaO		MnO		MnO ₂	
	重量%	モル分率	重量%	モル分率	重量%	モル分率
C—1	9.94	0.138	33.56	0.367	55.51	0.495
C—2	11.57	0.160	32.10	0.350	55.01	0.490

加えた NaCl を溶剤として 900°C 以下から、1,000°C 近くまで徐熱して反応させることにより、これと同一の物質を得ることができた。この合成物の分析結果を表-3 に示す。

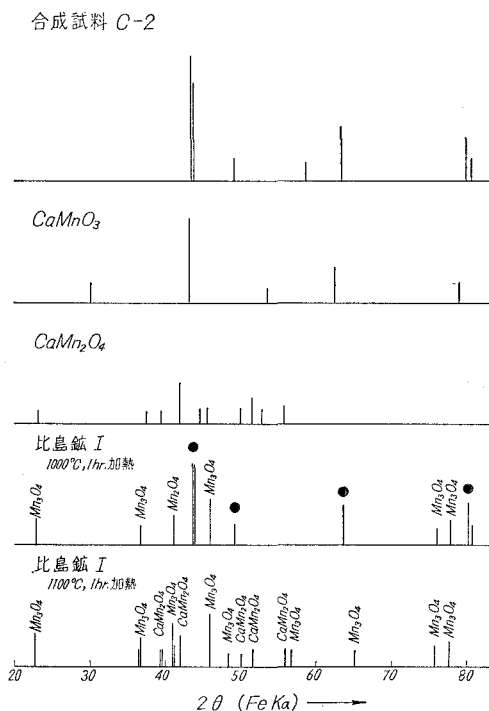
これより $[\text{CaO} + \text{MnO}]$ と MnO_2 とのモル比はおよそ 1:1 であり、したがってこの未知物質は $(\text{Ca}, \text{Mn})\text{O} \cdot \text{MnO}_2$ 型の化合物と考えられ、組成計算より $2\text{CaMnO}_3 \cdot 5\text{Mn}_2\text{O}_3$ にほぼ近似する。図-1 に合成マンガナイトとして示した熱分析曲線は表-3 の C-2 試料の結果であり、X 線回折結果と比較考察するとこの合成物は約 1,050°C 以上にて酸素を放出して分解し、 CaMn_2O_4 と Mn_3O_4 とになることが知られる。

この複酸化物は著者らが調査した限りでは諸文献に記載のない新しい化合物なので、その X 線回折パターンを図-5 に示す。この他同図には比島鉱 I を 1,000 および 1,100°C

で加熱したものならびに合成した CaMnO_3 および CaMn_2O_4 の回折結果も比較のため図示した。これよりこの新化合物の回折パターンは CaMnO_3 (立方型) と類似しており、したがってこれとほぼ同様の結晶構造をとることが考えられる。しかし最強ピークが 2 本にわかれているところから異相の混在、結晶格子のひずみ等も考えられるので今後さらに検討を要する。

以上より CaO-酸化マンガン系は高温において 3 種のカルシウムマンガナイトが生成することになる。しかし本実験において発見されたマンガナイトは不安定であり、一般には滅多に現われないものと考えられる。焼結鉱中にその存在が報告されているのは専ら CaMn_2O_4 と CaMnO_3 であり、後者は CaO の配合量が高い場合に限られている^{6), 9)}。

比島鉱の他にも CaO 分の高い試料はあるが、他の介在成分も多くそのため CaO の影響を明らかに認めることはできなかった。ただ S 含量の高い石崎鉱の場合加熱試料中に CaSO_4 が



図—5 合成マンガナイトおよび比島鉱の高温加熱試料の X 線回折図

相当多量に存在することが認められた。

B. けい酸の影響

本実験に用いたマンガン鉱石中のけい酸は主に遊離石英および Mn_2SiO_4 として存在する。したがってその存在形態により加熱時の挙動が相違し、また他成分の影響もありここではこの点にあまり立入ることを避け、高いけい酸鉱に共通に観察される加熱時の諸変化について考察を試みることにする。

1) Mn_2O_3 相の安定化作用

すでに述べたように Mn_2O_3 は $1,000^\circ\text{C}$ 以下で分解するが、高いけい酸鉱の場合この温度以上において Mn_2O_3 の回折ピークが得られ、とくにタイ鉱では $1,100^\circ\text{C}$ においてもこの相が主成分をなしていることが認められた。

図-6 は空気中における酸化マンガン-SiO₂ 系の状態図²⁰⁾ であり、組成の表示法は図-4 と同様である。これより SiO₂ は高温では相当高濃度まで Mn_2O_3 中に固溶し、しかもこの固溶体は $1,150^\circ\text{C}$ 以上の高温まで安定である。この現象は Fe_2O_3 、 Al_2O_3 等との状態図²⁰⁾ においては認められぬところ

である。したがって $1,000^\circ\text{C}$ 以上で得られた Mn_2O_3 と同一の回折ピークはすべて上記の固溶体によるものと推定される。

2) スラグ相の形成と溶融

一般に高いけい酸鉱は $1,100^\circ\text{C}$ 付近から軟化しはじめ、とくにけい酸含量の高いものでは $1,200^\circ\text{C}$ 近くで完全に溶融し、この状態から急冷するとガラスになる。

このような現象はマンガン鉱石に特有ではないが、他の脈石成分の含有量が少ない場合にも起り得るのが特徴といえる。実際に Mn_2O_3 にけい酸を混合し空気中で加熱した場合も $1,200^\circ\text{C}$ で容易に溶融し、この冷却物は黒褐色のガラスであった。これは図-6 から明らかなであり、また MnO-SiO_2 系の最低溶融温度 ($1,250^\circ\text{C}$)²⁰⁾ よりも空気中ではさらに低温で溶融することがわかる。なお、同図には Mn_2SiO_4 および MnSiO_3 の存在が示されており、これが熱天

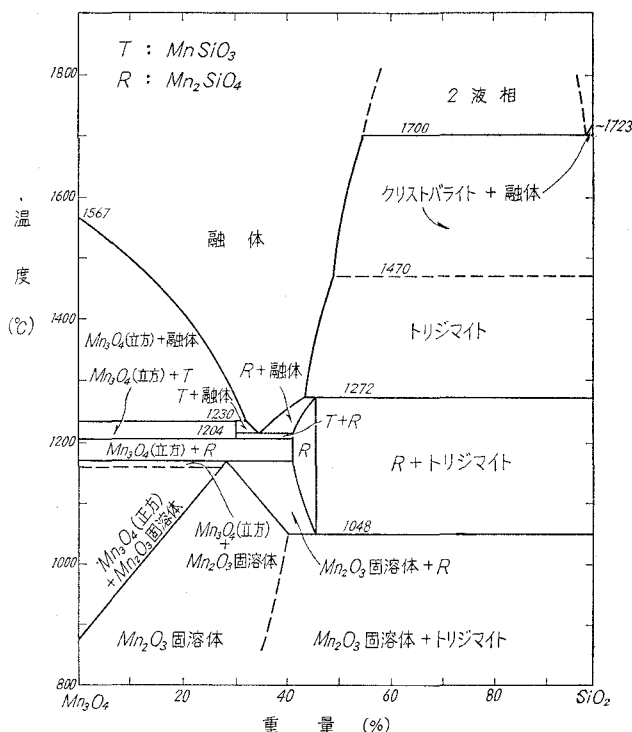


図-6 空気中における酸化マンガン-SiO₂ 系状態図²⁰⁾

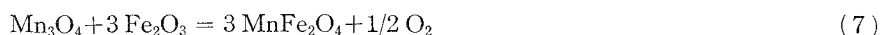
秤分析において熔融に前後して観察された重量減の主な原因であり、 Mn_3O_4 および Mn_2O_3 相がこれらのけい酸塩の生成に際して余剰の酸素を放出するためと思われる。

これらの鉱石は熔融に先立ち相当低温から焼結や局部的熔融が起り、これを冷却すると非晶質相となる。たとえば SiO_2 を約 16% 含む鉱石から製造した焼結鉱ではこの相が 45% にも達するとの報告がある¹¹⁾。本実験ではこの相についてとくに調査しなかったが、表-2 の回折結果を考察する場合に考慮する必要がある。

C. 酸化鉄の影響

酸化鉄の挙動として注目されることは、酸化マンガンとの複酸化物すなわち *Jacobsite* (MnFe_2O_4) の生成である。これは含鉄量が 5% 以上の鉱石を $1,000^\circ\text{C}$ 以上に加熱するとほとんど例外なく検出され、またその生成量は鉄分の高い鉱種に多い。

MnFe_2O_4 の生成については酸化マンガンが種々の酸化状態をとり得ることよりいくつかの反応式が考えられるが、空気中では次式が主反応であると思われる。



この反応はマンガンフェライトの製造に重要であるためこれまでに詳細に研究されてきている²¹⁾。またその反応開始温度は N_2 雰囲気加熱の場合 850°C 、空気中では $1,000^\circ\text{C}$ と報告があり²²⁾、本実験の結果と一致している。

以上のように MnFe_2O_4 の生成は加熱雰囲気の影響を強く受け、その酸素圧が低いほど容易に進行する。したがって焼結鉱の製造のように弱還元性雰囲気においてはその生成反応は比較的低温から起り、高温では反応速度が大きいことが予想される。一般の焼結鉱中にも多量に存在することはすでに報告されているところである^{6),9)}。

MnFe_2O_4 は $1,100^\circ\text{C}$ 付近においては他の複酸化物に優先して生成するようであるが、さらに高温になると共存成分の影響を受けやすくなり、とくに SiO_2 が高く液相が現われる場合にはこの中に溶解し消失する。この現象は田老鉱、上国フロスにみられるが、逆にインド鉱のようにこの化合物の量が液相に比べて多い場合には $1,200^\circ\text{C}$ においても共存し得る。また高温においては他の金属酸化物との固溶反応も起り、比島鉱 III のように単一相としては存在し得なくなる。

D. その他の介在成分の影響

以上のほか Al_2O_3 、 MgO 等の影響も考えられるが、一般のマンガン鉱石にはこれらの含有量が低いために顕著な作用は認められなかった。ただガボン鉱は Al_2O_3 が比較的高く高温においてわずかではあるが *Galaxite* (MnAl_2O_4) の生成が認められた。

P、S 等の有害元素の挙動については今回とくに調査しなかったが、後者は空気中にて加熱したため相当脱硫されるものと期待される。しかし CaO の高いものは前述のように硫酸カルシウムを生成し、これは $1,100^\circ\text{C}$ まで存在することが知られた。

IV. 結 言

各種のマンガン鉱石について加熱時に起る諸変化を示差熱分析, 熱天秤分析, X線回折によって調査した。得られた結果を要約すると次のようである。

- 1) 二酸化マンガンの熱分解について従来の諸報告を検討し熱力学的考察を行なった。
- 2) 鉱石中の MnO_2 および MnCO_3 の熱分解反応はいずれも化学試薬に比べてより高温側にて起る。
- 3) 鉱石の加熱変化は同系統の鉱石であっても結晶性, 粒度等の物理的性質および共存成分によってそれぞれ異なり複雑である。
- 4) 介在する CaO は他の脈石成分が少ない場合その含有量に応じて CaMn_2O_4 , CaMnO_3 を生成し, また $1,000^\circ\text{C}$ 付近において従来報告のない複酸化物が生成することを確認した。この化合物は組成的には $2\text{CaMnO}_3 \cdot 5\text{Mn}_2\text{O}_3$ に近似し, $1,050^\circ\text{C}$ 以上では酸素を放出して分解し Mn_3O_4 と CaMn_2O_4 になる。
- 5) SiO_2 は Mn_2O_3 中に固溶しこの相をその分解温度以上の高温まで安定化する。また高けい酸鉱は比較的低温度において軟化, 焼結し, とくに SiO_2 含量の高いものは $1,200^\circ\text{C}$ 前後で完全に溶融するので, 焙焼, 焼結等の予備処理に際して留意すべきである。
- 6) 介在する酸化鉄は $1,000^\circ\text{C}$ 以上において容易に MnFe_2O_4 を生成する。

本研究の実施にあたり, 試料の提供その他種々の便宜をいただいた日本電工株式会社日高工場に謝意を表する。

(昭和44年4月30日受理)

文 献

- 1) 朴木春雄: フェロアロイ, **13** (6), 262.
- 2) 竹内淳一・塚田祐一: フェロアロイ, **13** (6), 251.
- 3) 青木伸雄・塚田祐一: 特許公報, 昭41-8330 (公告 41. 4. 30), フェロアロイ, **15** (4), 316.
- 4) 三宅敏夫・藤田卓三・重成 研・伊藤康史: フェロアロイ, **15** (1) 28.
- 5) 芳賀秀夫: フェロアロイ, **15** (2), 121.
- 6) 宮川一男・沖川幸三・成瀬 亘: 鉄と鋼, **51** (4), 608 (1965).
- 7) Isao Tanabe: J. of Metals, **20** (5), 81 (1968).
- 8) D. G. Khokhlov and L. S. Besprozvannykh: Stal in English, 1964, 430.
- 9) A. I. Georgiev, A. N. Pokhvişnev and I. F. Vegman: Stal in English, 1967, 364.
- 10) I. I. Rovenskii, A. V. Petrov, F. M. Zhuravlev and V. L. Krendelev: Stal in English, 1967, 578.
- 11) L. A. Drozhilov, O. F. Koryakova and L. P. Turchina: Stal in English, 1967, 976.
- 12) 柳橋哲夫・浅田一雄・新谷光二・一戸俊一・花田弘紀: 鉄と鋼, **49** (7), 971 (1963).
- 13) 柳橋哲夫・浅田一雄・新谷光二・一戸俊一・花田弘紀: 鉄と鋼, **49** (8), 1059 (1963).
- 14) 田辺伊佐雄・水牧勝美・井波恒善: フェロアロイ, **13** (6), 240.
- 15) E. M. Otto: J. Electrochem. Soc., **111** (1), 88 (1964).

- 16) N. G. Schmahl u. F. Shenouda: Arch. Eisenhüttenw., **34** (7), 511 (1963).
- 17) 成田貴一: 鉄と鋼, **52** (7), 1098 (1966).
- 18) 吉木文平: 鉱物工学, 256-262 (技報堂, 昭和33年).
- 19) J. W. Mellor: A Comprehensive Treatise on Inorganic and Theoretical Chemistry, **12**, 494.
- 20) A. Muan and E. F. Osborn: Phase Equilibria among Oxides in Steelmaking, 71-87 (Addison-Wesley Publishing Co., Inc., 1965).
- 21) 武井 武編: フェライトの理論と応用, 68 (丸善, 昭和35年).
- 22) H. Kedesdy and A. Tauber: J. of Metals, **9** (9), 1140 (1957).

誘導法によるボイド放電の基礎的研究

宝 喜 敢 秀*・中 尾 好 隆
服 部 耐 吉・沢 茂 夫

A Fundamental Study of the Void Discharge by the Induction Method

Kanshu Hoki, Yoshitaka Nakao, Taikichi Hattori
and Shigeo Sawa

Abstract

In this paper, using the special experimental device, the authors intend to clarify the mechanism of the void discharge with the dust figure as compared with the gaseous discharge.

In the range of the voltage used, the void discharge does not lead to the arc state, but the partial spark discharge in a void causes the fault for the insulation, and also it is similar to the gaseous discharge in several respects.

I. 緒 言

近年における機器の小型化と高圧化により、絶縁構造の改善と絶縁強度向上の要求は増々高まり、絶縁内部に熱的、機械的、化学的原因等により生ずるボイドで発生する放電が問題となっている。したがって、ボイド内部での放電、すなわちボイド放電の検出法^{1),2)}や機構あるいは形態を明らかにしようという研究が数多く行なわれている^{4)~6)}。しかしながら、ボイドに関する研究は対象が絶縁物中の微小ボイドであり、形状の複雑さ及び現象の複雑さから多くの疑点を残している。

本文では、電荷図法を手段とし、ボイド放電で生ずるストリーマの立体的交差現象を、一平面上に表現させる様工夫した実験装置を用い、開放気体中の完全な火花放電機構との比較を中心に、電界に歪を与える空間電荷を考慮して、ストリーマ理論領域でのボイド放電の実験的考察を試み、更に一般放電機構の解明に役立たせることを意図してゐる。

II. 実験装置とその方法

実験装置は図-1に示すごとく、15×15 cm、厚さ2 mmの打ち抜きをした塩化ビニールをスペーサとしてはさみ、ボイド(ボイド径5 cm)を形成させた。上部絶縁板外側a面には、絶

* 住友スリーエム株式会社相模原工場

縁板に密着させて一対の平板電極を配置してある。電極周囲には松樹脂粉末等の充てん加圧してある。これはボイド内の電位傾度を上昇させることによって、ボイド内の放電を容易にして観察しやすくすることが目的で、また電極間の放電過程を求めて電極側とボイド内の放電を対照する目的である。したがって、この方法によって電極間の火花過程とボイド内の火花過程の関連を知ることができる。

装置下部の金属板⁷⁾は図形を鮮明にさせる目的で使用する。

この装置は、ボイド放電で生ずるストリーマの交差現象を同一平面上に表現させて観察しようという意図で作成したものであり、従来の発表に見られるボイドの上・下より電界を加えられて生ずる放電ではなく、上部絶縁板 a 面上で発生する放電電荷の誘導による現象であることが本研究の特徴である。

印加電源として、おもに衝撃電圧を用いた場合を述べ、比較のため直流電圧を使用している。

なお、電極間隙は 20 mm、加圧力は 100 kg/cm² とし、本文では図-1 の電極と粉体が存在する側、すなわち a 面での放電図形を電極側面電荷図、ボイド内で得られる上部絶縁板側すなわち b 面の図形をボイド内上部電荷図、下部絶縁板側すなわち c 面の図形をボイド内下部電荷図と表示する。

電荷図を得るには、電圧印加後、装置から上部絶縁板と下部絶縁板を取りはずし、これらに松樹脂と光明丹の混合粉末を散布し、その色別で残留電荷の極性を判別し、付着度より電荷密度を推し測っている⁸⁾。

混合粉末の散布は、a 面、b 面、c 面の順で行なっている。

III. 測定結果とその考察

図-2 (2-1, 2-2, 2-3) に衝撃電圧印加時の電極側表面電荷図、ボイド内上部電荷図、ボイド内下部電荷図の推移を示す代表例を掲げている。印加電圧の増大に伴い、まず電極 (+) 側に表面電荷図が得られるが、印加電圧をさらに上昇し、ボイド内がある電離電圧に達すれば、(+) 電極に対応する b 面の ④ に負図形が、c 面の ③ の位置すなわち電極の直下の位置に正の

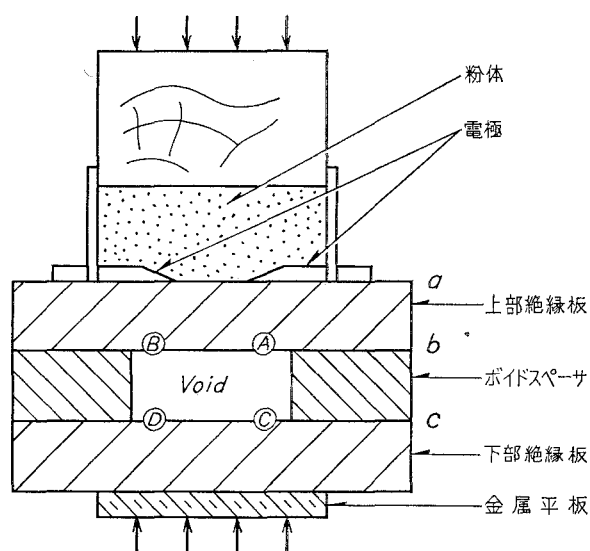


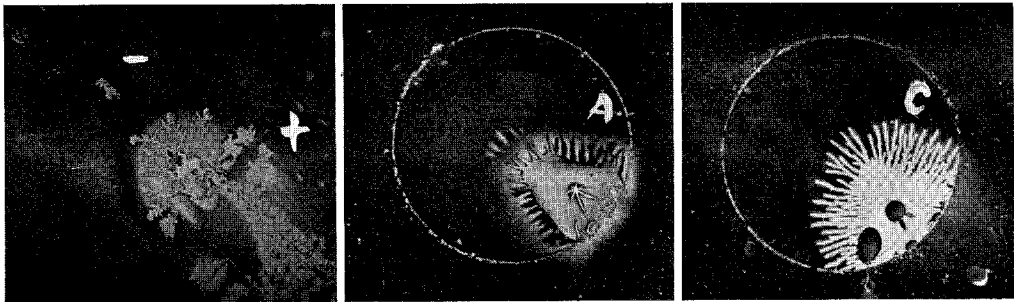
図-1 実験装置

図形が各々単独に現われる (2-1)。

さらに電圧を上げると、b 面の ㉔, ㉕ の位置にボイド内上部電荷図, c 面の ㉖, ㉗ の位置にボイド内下部電荷図が得られ、さらに電圧を増せば、正・負ストリーマはますます伸展し、ついに交差図形を示す (2-2)。

ボイド内に電荷図が得られるようになれば、電極側表面電荷図において、正電極側先端一体に赤紅色の光明丹が、負電極では黄白色の松樹脂が薄く付着する。これはボイド内の残留電

2-1

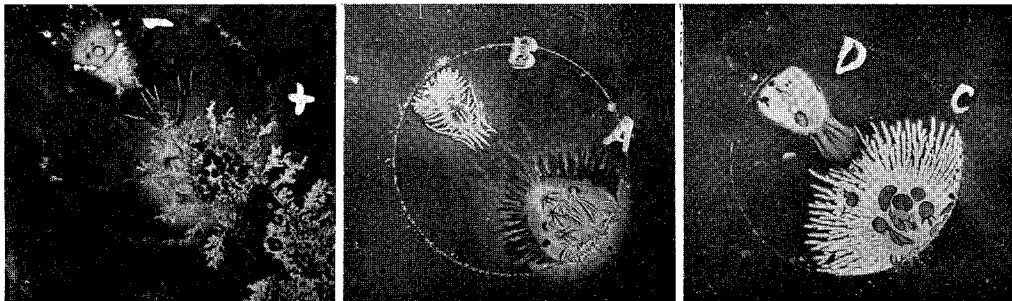


電極側表面電荷図

ボイド内上部電荷図

ボイド内下部電荷図

2-2

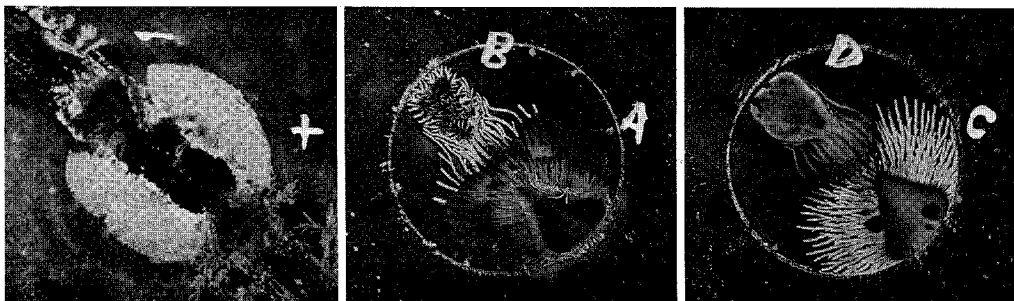


電極側表面電荷図

ボイド内上部電荷図

ボイド内下部電荷図

2-3



電極側表面電荷図

ボイド内上部電荷図

ボイド内下部電荷図

図-2 衝撃電圧印加時の放電図形の推移

荷によって得られるストリーマの極性と一致することから、裏面ボイド側電荷のもつ高電位のため、その反対面である表面側にもそれと同極性にして形態のぼけた図形を生ずる現象と思われる。しかし霞状図形^{9),10)}とは本質的に異なるものであることは、ボイド内に電荷図の現出しない低電圧印加時ではこの図形は得られず、また裏面のボイド内電荷図を拭き取れば、反対面である表面のこの図形は現われず、primary figure と Secondary figure⁹⁾ の関係にあり、ボイド電荷図が誘導図形であるという報告と一致する。

今、ボイド内電荷図について詳細に観察すれば、正電極裏面 (A) において赤紅色の地に黄白色の positive figure が表われ、負電極裏面電荷図 (B) では黄白色の positive figure が表われている。そして前者の色の分布が複雑になっている。

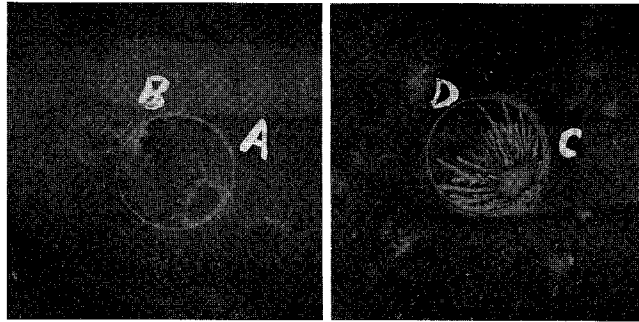
一方、相対するボイド内下部電荷図には、前者に対応する位置 (C) に黄白色の鮮明な樹枝状の地に幾分赤みがかかった negative figure が、後者に対応する位置 (D) に赤紅色の negative figure が表われている。この正電極裏面に生じている変形 star 状の positive figure およびそれに対応して下部絶縁板上に生じている positive figure 中の spot 状の赤色の negative figure は、電圧印加後、その下降過程もしくは下降後における各々表面電荷の after discharge による図形と考えられる。この際、after discharge による図形は上部絶縁板と下部絶縁板において独立ではなく相関関係があるということは、図形の生成位置および個数から推測される。一般に印加電圧を高くすれば生ずる after discharge の個数も増加する。

電極側が短絡すれば、ボイド内においても気中放電時の 2nd negative streamer が生じて positive streamer 中の仮想電極すなわち粉体側にある電極をボイド中に投影したと仮定した電極に達したような様相を呈する (2-3)。しかしながら、下部絶縁板上の対負すなわち C の位置に対する D の電荷の電荷量は、ストリーマ交差時と変わっておらず、繰り返し実験を行なった結果、正・負ストリーマの交差後に生じたものではないことより、気中放電でいう 2nd negative streamer とは別種のものであり、ボイド中残留電荷図相互の極性および電荷量から、ボイド内上部絶縁板上の負の電荷が、ボイド内下部絶縁板上に after discharge したものと考えるのが妥当のように思われる。さらに注目すべきことは、正の電荷中の負の電荷は、図-2 (2-1, 2-2) のように多数個型式を取らず単一型式で残留する。この際 after discharge が生ずべき電荷として、電極側沿面の完全な火花放電の結果、正電極へ電子流の移動があり、正電極側での電子による負の電荷の作用が裏面のボイドに影響するものと考えられる。

図-3 に、ボイド形状変化に対するボイド放電への影響を観察する目的で行なった実験結果の一例で、空隙直径を電極間隙と同じ 2 cm とした最終段階時のボイド内電荷図を示している。各段階での推移が余りはっきりしなかったが、肉眼観察においては、空隙直径 5 cm 時のボイド放電の推移と同様であるといえる。

これら一連のボイド電荷図を開放気体放電機構から考察してみれば、ボイド中で電離によ

って生ずる正・負ストリーマの交差によって、二次陰線条を伴ったアーク状態とは認め難い。これはボイドという特異性すなわち、電極と隔絶した状態での放電図形であり、ストリーマ理論における電極からの二次陰線状に相当するものがないと考えられる。換言すれば、ボイド内における正・負ストリーマは、強電界下における電子の衝突電離による樹枝状図形ではあるが、電極から供給せられる電子源がないため、コロナは火花放電の形式を取るがアーク放電に

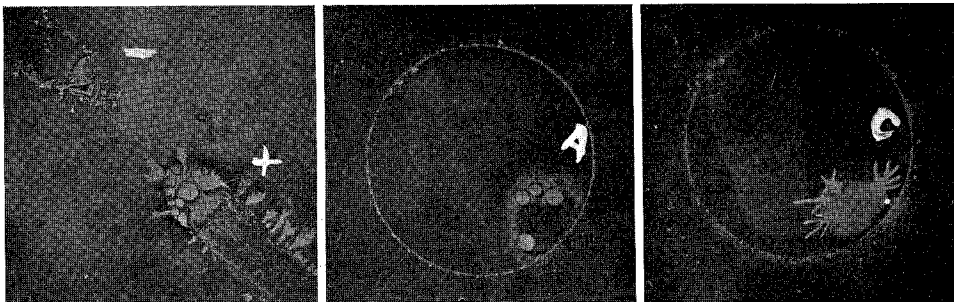


ボイド内上部電荷図

ボイド内下部電荷図

図—3 ボイド径 2 cm の時のボイド内電荷図

4—1

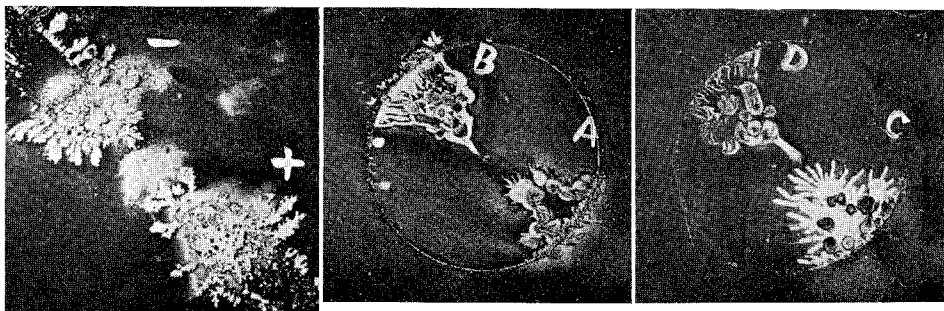


電極側表面電荷図

ボイド内上部電荷図

ボイド内下部電荷図

4—2



電極側表面電荷図

ボイド内上部電荷図

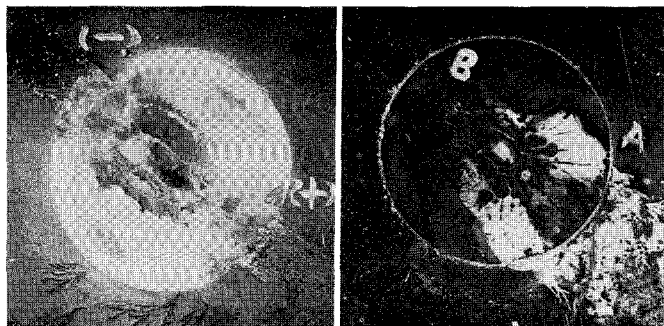
ボイド内下部電荷図

図—4 直流電圧印加時の放電図形の推移

は至らないと考えられる。

図-4 には、直流電圧印加時の電荷図を示した。衝撃電圧印加時に比べて、ボイド内電荷図は分散型多数個数放電となっており、after discharge 図形においては、正放電は衝撃電圧印加時の図形に比べて対称性の高い star 状を呈するが、負放電は、衝撃電圧、直流電圧いずれの場合も spot 状を呈する。

図-5 は直流電圧を印加して、電極側の沿面短絡が生じ、上部絶縁板が部分的に絶縁破壊した時の表・裏すなわち、a 面と b 面の写真である。



電極側表面電荷図 (表)

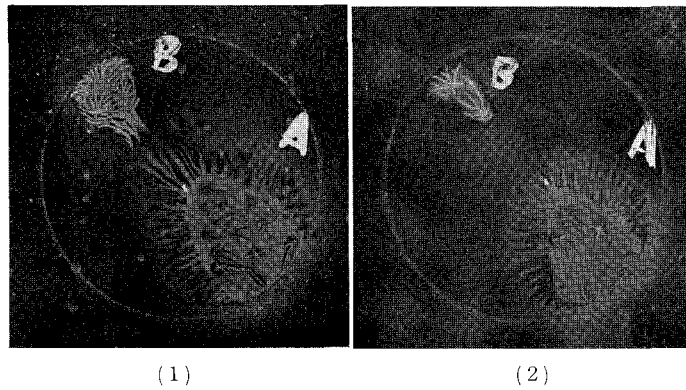
ボイド内上部電荷図 (裏)

図-4 直流電圧印加により部分破壊を起こした時の
上部絶縁板の表・裏

直流電圧印加法として、コンデンサに徐々に充電しながら徐々に昇圧する方法で行なっているため、空間電荷の影響等の純電気的作用、およびそれに伴う熱的影響が大きく、最終的に絶縁を破壊し、ボイド放電自体を一層複雑なものにしているが、電圧波形および電圧印加法の差によるものであって、衝撃電圧印加時と比べて火花機構そのものの差異はないと思われる。ボイドの存在は、もしボイド中のストリーマが反復発生すれば、treeing の原因となることが考えられる。またボイド中に霞状放電が長時間継続発生すれば、放電エネルギーによってこれがボイドの温度上昇を来とし、熱劣化の原因となり、誘電損失熱と重畳することが考えられる。このことは改めて発表の予定である。

また、霞状電荷が蓄積すれば二次的静電圧電源となり、ストリーマ発生を誘発することが考えられるが、この点を指摘している文献は見あたらない。

そこで、ボイド内の霞状図形について検討を加えてみる。図-6 に (1) として電極側表面である a 面に混合粉末を散布する前にこの面をアルコールで湿らせ、その表面の残留電荷を放電させたもののボイド内上部電荷図と、(2) として電極側表面の表面電荷に混合粉末を散布した後、得たボイド内上部電荷図を対比させてみた。写真の白黒でははっきりしないが、樹枝状図形とそれ以外の拡散図形とはその極性が反対である。(1) の方法で得られたボイド電荷図では、



図—6 誘導電荷を比較するために得たボイド内上部電荷図

(2) に比べて樹枝状図形と拡散図形の境界がより鮮明な、すなわち粉末の付着しない中性状態を現出する。この部分は、明らかに表面電荷の誘導によるものであるといえる。他の部分の拡散的図形については、赤色の粉末が付着する negative streamer 周囲の拡散的図形では黄白色の粉末が付着し、これは正の霞状図形と思われる。また対向の黄白色の粉末が付着して positive streamer が樹枝状を呈している周りでは、赤色の負電荷残留を示しており、いずれもストリーマ極性に相当する誘導である。

なお、ボイド内下部電荷図においては、拡散図形が表われていないのは、裏面に金属平板があり、ほとんど電荷が残留しないため誘導による拡散図形が現出しないと考えられるし、霞状図形がイオンの移動であるとするれば、ボイド内上部絶縁板に生じた拡散図形は反対面たる下部絶縁板に生じないという考え方もできる。この点の究明はなお進めなければならないが、電離によって生じた残留電荷が図形形式において影響力を有することは、残留電荷が本来の電界に歪を与え、ボイド放電における主要な役割をなすものと考えられる。したがって、ボイド放電でのこれらの現象も合わせて検討することが大切である。

IV. 結 言

本実験の範囲において、ボイド放電は開放気中放電と種々の面で似ているが、暴路された電極がないため、本実験程度の印加電圧では過大電流を流すアーク状態が認められないが、ボイド内において部分火花放電が起り、絶縁障害となることを明らかにした。

最後に、本実験に協力された松尾正孝助手、加藤栄一技術員に深謝の意を表する。

(昭和44年4月30日受理)

文 献

- 1) A. E. W. Austen & S. Whitehead: J.I.E.E., 88, 88 (1941).
- 2) 池田・堀井: 電学誌, 75, 111 (1955).
- 3) J. G. Anderson: Pwr. Apparatus & Syst., 27, 1193 (1956).
- 4) 竹村・杉田: 電試彙報, 15, 283 (1950).
- 5) 橋本: 日立評論, 39, 1191 (1957).
- 6) 井関: 富士時報, 4, 263 (1961).
- 7) 鳥山・篠原: 電学誌, 52, 320 (1932).
- 8) 鳥山: 電学誌, 48, 1177 (昭 3).
- 9) 鳥山・斎藤: 電学誌, 63, 3 (昭 18).
- 10) 鳥山・斎藤: 電学誌, 63, 536 (昭 18).
- 11) 鳥山・沢: 電学誌, 62, 408 (1942).

無 段 変 速 同 期 機 の 動 特 性 (II)

近 藤 修

Dynamic Characteristics of the Variable Speed Synchronous Machine (II)

Osamu Kondo

Abstract

In the preceding paper, the author studied the dynamic behavior of the variable speed synchronous machine which consists of auxiliary machines with two D-C machines, especially set up the fundamental equations describing the system performance and discussed torque angle characteristics of the main machine.

Now, this paper is focused on the speed characteristics of the system. Using the method of signal flow graph, the system performance are simulated on an analogue computer and are solved in the case of the various operating conditions.

The main results can be summarized as follows:

- 1) The speed characteristics are outlined by comparing with D-C shunt motor characteristics.
- 2) The influence of each parameter upon the system performances is clarified.

1. ま え が き

前報において、両補助機が直流機によって構成されている無段変速同期機の動特性、特に主機内部相差角の動揺を中心として論じ、樹立された基礎方程式の有効性等を検証した。

此の報告は、同様の系について、負荷トルク変化時等の速度変動特性、及び速度制御時の速度応答特性に焦点をしばり、引続いて線型動特性を解明する。即ち、基礎非線型微分方程式を所与の条件下で線型化し、得られる方程式をシグナル・フロー・グラフの手法を用いて、アナログシミュレートする。次に実験機の諸定数を用い、多様な運転条件を想定して、系各部のパラメータを種々に変更して、解波形を求め、諸特性に及ぼすパラメータの影響を考察し、線型動特性を改善する運転条件等に言及する。又近似解の形式より系の速度特性と直流機のそれを比較し、構成要素との関連を明確にする。

2. 速度特性の線型理論

定常運転時において、系の速度変化の原因となるものは、既に論じた通り¹⁾、負荷トルクの変動と補助機界磁束の変化であり、主機の母線電圧、界磁束の変化は瞬間的な角速度の動揺

にとどまり、短時間に動揺は消失し、各量の定常値 (δ を除いて) の変化が恒久化するものではない。負荷トルクの変化時の線型理論は前報で論じたが、ここでは速度変動の立場から再び取り上げることにする。補助機界磁電圧の変化による速度変化は、それを運転上好ましくない現象として捉えるか、若しくは積極的に速度制御のため利用するか、の差異はあっても、解析の対象は1つであり、此の報告でも特に区別することなく、主として速度制御の立場から解析を進め、必要に応じて速度変動特性に言及する。

基礎方程式は速度制御特性をも記述するため、下記の様に拡張されねばならない。以下本文中用いる記号等は特に指摘しない限り前報と同様とする。

$$L_f^1 \frac{di^{f1}}{dt} + R_f^1 i^{f1} = e_{1f} \quad (1)$$

$$L_f^2 \frac{di^{f2}}{dt} + R_f^2 i^{f2} = e_{2f} \quad (2)$$

$$I_r \frac{d\omega_r}{dt} + \alpha_r \omega_r - \gamma \frac{d\delta}{dt} - f(\delta) - P_1 M_1 i^{f1} i = -\tau_i \quad (3)$$

$$I_s \frac{d\omega_s}{dt} + \alpha_s \omega_s - \gamma \frac{d\delta}{dt} - f(\delta) + n P_2 M_2 i^{f2} i = 0 \quad (4)$$

$$\frac{d^2 \delta}{dt^2} = -P_0 \left(\frac{d\omega_r}{dt} + \frac{d\omega_s}{dt} \right) \quad (5)$$

$$L \frac{di}{dt} + Ri + P_1 M_1 i^{f1} \omega_r - n P_2 M_2 i^{f2} \omega_s = 0 \quad (6)$$

即ち、補助機界磁回路の電圧平衡式 (1), (2) が付加される。上式において、

L_f^1, R_f^1 : 回転子側補助機界磁の自己インダクタンス及び抵抗

L_f^2, R_f^2 : 固定子側補助機界磁の自己インダクタンス及び抵抗

n : 主機固定子と固定子側補助機を直結するギヤの歯数比

A. 負荷トルク変化

この場合は前報での手法はそのまま利用できる所以で結果のみをあげる。

$$I_r \frac{d\omega'_r}{dt} + \alpha_r \omega'_r + \gamma \frac{d\delta'_r}{dt} + a\delta' + P_1 M_1 i^{f'1} i' = \Delta\tau \quad (7)$$

$$I_s \frac{d\omega'_s}{dt} + \alpha_s \omega'_s - \gamma \frac{d\delta'_s}{dt} - a\delta' + n P_2 M_2 i^{f'2} i' = 0 \quad (8)$$

$$\frac{d^2 \delta'}{dt^2} = P_0 \left(\frac{d\omega'_r}{dt} - \frac{d\omega'_s}{dt} \right) \quad (9)$$

$$L \frac{di'}{dt} + Ri' - P_1 M_1 i^{f'1} \omega'_r - n P_2 M_2 i^{f'2} \omega'_s = 0 \quad (10)$$

更に、 ω'_r, ω'_s の安定解は一般に次式で表される。

$$\omega'_r = -B + C_1 \exp(-ft) + D_1 \exp(-gt) \sin(ht + k_1) \quad (11)$$

$$\omega'_s(t) = B + C_2 \exp(-ft) + D_2 \exp(-gt) \sin(ht + k_2) \quad (12)$$

ここで

$$B = \lim_{t \rightarrow \infty} \omega'_r(t) = \lim_{t \rightarrow \infty} \omega'_s(t) = \Delta\tau / [(\phi_r + \phi_s)^2 / R + (\alpha_r + \alpha_s)] \quad (13)$$

ただし, $\phi_r = P_1 M_1 i^{f1}$, $\phi_s = n P_2 M_2 i^{f2}$

更に実際の系について, 各パラメータの大きさを比較することにより, (11), (12) 式の各係数は夫々次式で近似できることが明らかになる。

$$f \doteq (\phi_r + \phi_s)^2 / R(I_r + I_s) \quad (14)$$

$$g \doteq \frac{1}{2} \left[\left\{ (I_s \phi_r - I_r \phi_s)^2 / I_r I_s (I_r + I_s) \right\} + \gamma P_0 / I_0 \right] \quad (15)$$

$$h \doteq (a P_0 / I_0)^{\frac{1}{2}} \quad (16)$$

$$I_0 = I_r I_s / (I_r + I_s) \quad (17)$$

一般に, $I_s \gg I_r$ の条件が存在するので (12) 式の第 3 項の値は十分小さい, 即ち $\omega'_s(t)$ には振動成分が殆んど存在しなく, δ' の動揺は回転子側の振動によるものであろう。固定子側が (12) 式第 1 項と第 2 項で表される合成波形を画きゆるやかに加速され ($\Delta\tau$ は正) その角速度の変化を中心として, 回転子側が (16) 式によって定まる周期の減衰振動をし, $\omega'_s(t)$ と反対に減速すると思われる。この物理条件より, $C_1 \doteq C_2$ の関係が成立していなければならないが, これは前報であげた夫々の s 領域での式からも容易に推察される²⁾。これらについては後章で演算結果が示される。

B. 補助機界磁電圧の変化

此の系の速度制御は両補助機の界磁束を变化することにより行なわれるが, 補助機界磁電圧の変化が小さいならば, 基礎方程式は線型化され容易に解析される。速度制御, 即ち補助機界磁電圧の調節制御は, 定常運転における諸条件, 制御の難易, 設備の複雑さ等を考慮して決定されるのであるが, ここでは解析の便利のため, もっとも基本的な操作を仮定することにする。これは回転子側角速度が高いときには, 固定子側補助機界磁束を最大値に保ち, 回転子側補助機界磁束のみを变化する。逆に回転子角速度が低いとき ($\{\phi_s\}_{\max} = \{\phi_r\}_{\max}$ を満す速度以下) には回転子側補助機界磁束をその最大値に保ち, 固定子側補助機界磁束のみを变化するものである。一方速度変動を問題とする場合には, 一般的に, 両者が同時に变化するのであるが, 線型可能であれば両者の变化による効果を重畳するだけで十分であり, 容易に説明されよう。

さて基礎方程式 (1)~(6) において, 補助機界磁電圧 e_{1f} , 又は e_{2f} が $t=0$ において夫々 Δe_{1f} , Δe_{2f} の階段的小変化をしたと仮定し, このとき各変数が次の様に小変化したとする。

$$\left. \begin{aligned} i^{f1} &= I^{f1} + i^{f1'}, & i^{f2} &= I^{f2} + i^{f2'}, & \delta &= \delta_0 + \delta' \\ \omega_r &= \omega_{r0} - \omega'_r, & \omega_s &= \omega_{s0} + \omega'_s, & i &= I + i' \end{aligned} \right\} \quad (18)$$

(1), (2) 式は直ちに

$$L_f^1 \frac{di^{f1'}}{dt} + R_f^2 i^{f1'} = \Delta e_{1f} \quad (19)$$

$$L_f^2 \frac{di^{f2'}}{dt} + R_f^2 i^{f2'} = \Delta e_{2f} \quad (20)$$

と書かれ、(3)~(6) 式の線型化も前報の手法と殆んど同様である。只この場合は補助機の相互インダクタンスが界磁電流の変化に関して非線型になるので若干付加的手法が必要となる。

今、 $\phi_r = P_1 M_1 i^{f1}$ であったから、 i^{f1} の変化による ϕ_r の変化を

$$\phi_r + \phi'_r = \phi_r + \left\{ \frac{\partial \phi_r}{\partial i^{f1}} \right\}_{i^{f1}=I^{f1}} i^{f1'} = P_1 M_1 I^{f1} + P_1 m_1 i^{f1'}$$

とおけば (3) 式は

$$-I_r \frac{d\omega'_r}{dt} + \alpha_r (\omega_{r0} - \omega'_r) - \gamma \frac{d\delta'}{dt} - f(\delta_0) - a\delta' - (\phi_r + \phi'_r)(I + i') = -\tau_t$$

上式第 6 項は

$$(\phi_r + \phi'_r)(I + i') = \phi_r I + \phi_r i' + \phi'_r I + \phi'_r i' = \phi_r I + \phi_r i' + P_1 m_1 (I i^{f1'} + i^{f1'} i')$$

となり、2 次の微小量を無視し、かつ

$$\alpha_r \omega_{r0} - f(\delta_0) + P_1 M_1 I^{f1} I = -\tau_t$$

であることを考慮すれば (13) 式は結局

$$I_r \frac{d\omega'_r}{dt} + \alpha_r \omega'_r + \gamma \frac{d\delta'}{dt} + a\delta' + \phi_r i' + P_1 m_1 I i^{f1'} = 0 \quad (21)$$

となる。同様にして以下次式が得られる。

$$I_s \frac{d\omega'_s}{dt} + \alpha_s \omega'_s - \gamma \frac{d\delta'}{dt} - a\delta' + \phi_s i' + (nP_2 m_2 I i^{f2'}) = 0 \quad (22)$$

$$\frac{d^2 \delta'}{dt^2} = P_0 \left(\frac{d\omega'_r}{dt} - \frac{d\omega'_s}{dt} \right) \quad (23)$$

$$L \frac{di'}{dt} + Ri' - \phi_r \omega'_r + P_1 m_1 \omega_{r0} i^{f1'} - \phi_s \omega'_s - (nP_2 m_2 \omega_{s0} i^{f2'}) = 0 \quad (24)$$

ここで (22), (24) 式において夫々の第 6 項は e_{2f} の変化時のみに現われる。(9)~(24) 式は $a > 0$ ならば安定解を有し、その一般形は

$$\omega'_r(t) = B_3 + E_3 \exp(-lt) + C_3 \exp(-ft) + D_3 \exp(-gt) \sin(ht + k_3) \quad (25)$$

$$\omega'_s(t) = B_4 + E_4 \exp(-lt) + C_4 \exp(-ft) + D_4 \exp(-gt) \sin(ht + k_4) \quad (26)$$

となる。ここで $l = R_f^2/L_f^2$ 又は $l = R_s^2/L_s^2$ であり

$$|B_3| = |\lim_{t \rightarrow \infty} \omega'_r(t)| = |B_4| = |\lim_{t \rightarrow \infty} \omega'_s(t)| = \frac{P_1 m_1 \Delta e_{1f} \{ \omega_{r0} (\phi_r + \phi_s) / R - I_a \}}{\{ (\phi_r + \phi_s)^2 / R + (\alpha_r + \alpha_s) \} R_f^1} \quad (e_{1f} \text{ の変化}) \quad (27)$$

$$= \frac{n P_2 m_2 \Delta e_{2f} \{ \omega_{s0} (\phi_r + \phi_s) / R + I_a \}}{\{ (\phi_r + \phi_s)^2 / R + (\alpha_r + \alpha_s) \} R_f^2} \quad (e_{2f} \text{ の変化}) \quad (28)$$

$\omega'_r(\infty)$, $\omega'_s(\infty)$ の値は、定常速度特性で与えた既報の結果 ($\alpha_r = \alpha_s = 0$) と同様であることは容易に検証できる。さて (25), (26) 式より速度応答特性は負荷トルク変化時に比べて補助機界磁回路の自己インダクタンスによる界磁電流、従って界磁束変化の遅れが加わる外解の形は全く同様であることがわかる。詳細は後章で具体的な解波形によって考察するが、此の場合は兩式の第 2 項の遅れ成分によって、 $\omega'_r(t)$ の波形も振動成分が殆んど無視できることを予期させられる。結局速度制御時の解波形は、 E_3, E_4 及び C_3, C_4, l, f の値によって決定されることになる。

3. アナログシミュレーション

系の線型動特性の理論解は、(7)~(10) 又は (19)~(24) の各式に解析しようとする系の各定数及び運転条件 (初期条件) を入れて解くことであるが、各パラメータ等の変化に対する系特性の変化を詳細に検討するため、ここでは、アナログ電子計算機を用いる。又上各式をアナログ電子計算機のダイアグラムで表現するため、signal flow graph^{3),4)} を用いる。この手法を用いることによって、系のアナログシミュレーションがより直接的、系統的になる等有利な点が多い。

A. 系の all integrator signal flow graph⁵⁾ による表現

系の線型動特性を表現する signal flow graph は (7)~(10) 式又は (19)~(24) 式に於ける各変数間の関係を、適当に選択された節と、向きを持つ枝路で画くことであるが、節間の関係位置のとり方、変数間の関係式の形の選択等により種々の形のものが可能であり、ここではアナログ電子計算機のダイアグラムとの対応のため、所謂 all integrator signal flow graph の形を利用する。

さて線型方程式の各式を見ると、負荷トルク変動時と速度制御時とでは入力 $\Delta \tau$ 又は Δe_{1f} , Δe_{2f} の項のみに差があるだけでその他は全く同様である。従って両者の signal flow graph は夫々、入力の枝路を除いて全く同様にすることが出来る。さて (7) 式をラプラス変換し、かつ次の如く変形する。

$$s \Omega_r(s) = (\Delta \tau / s - \alpha_r \Omega_r(s) - s \tilde{I} \Delta(s) - a \Delta(s) - \phi_r I(s)) / I_r \quad (29)$$

$$\Omega_r(s) = s^{-1} (s \Omega_r(s)) \quad (30)$$

$$\Delta(s) = s^{-1} (s \Delta(s)) \quad (31)$$

上の各式の $s \Omega_r(s)$, $\Omega_r(s)$, $s \Delta(s)$, $\Delta(s)$, $s I(s)$, $I(s)$ を夫々 図-1 のように節とし、各節間を各式の係数に等しい大きさ、符号、向きを枝つ枝路で連結する (図-1 太線の枝路)。(8) 式以下も

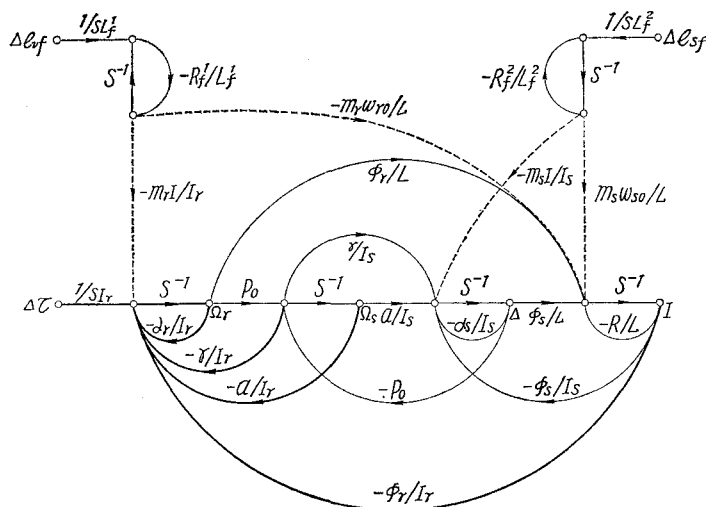


図-1 系の all integrator signal flow graph

同様の手法を用いて画けば、完成された signal flow graph として図-1 が得られる。図-1 は (7)~(10) 式及び (19)~(24) 式を同時に表現しているが、負荷トルク変動の場合は入力 $\Delta\tau$ の枝路を連結すればよく、速度制御時には Δe_{1f} 又は Δe_{2f} の枝路を連結すればよい。

一方よく知られているように、signal flow graph を用いて、図式的に、系の夫々の伝達関数を知ることが出来る。これにはグラフを等価変換して最終的に入力、出力間を一本の枝路で連結するものであり、他は所謂 Mason の直接法⁴⁾である。ここではその手法にはふれないが、Mason の直接法を用いて求めた各部の伝達関数を記しておく。

a. 回転子側補助機界磁電圧の変化

$$\Omega_r(s) = -\Delta e_{1f} P_1 m_1 \left(s^2 (\phi_r \omega_{r0}/R - I) I_s + s [\gamma P_0 \{(\phi_r + \phi_s) \omega_{r0}/R - I\} + (\alpha_s \phi_r \omega_{r0} - I \phi_s^2)/R - \alpha_s I] + a P_0 \{(\phi_r + \phi_s) \omega_{r0}/R - I\} \right) / s(sL_f^2 + R_f^2) A \quad (32)$$

$$\Omega_s(s) = \Delta e_{1f} P_1 m_1 \left(s^2 \phi_s \omega_{r0} I_r/R + s [\gamma P_0 \{(\phi_r + \phi_s) \omega_{r0}/R - I\} + (\phi_r \phi_s I + \alpha_r \phi_s \omega_{r0})/R] + a P_0 \{(\phi_r + \phi_s) \omega_{r0}/R - I\} \right) / s(sL_f^2 + R_f^2) A \quad (33)$$

$$\Delta(s) = \Delta e_{1f} P_1 m_1 \left(s \{I_s \phi_r - I_r \phi_s\} \omega_{r0}/R - I_s I \right) + \{(\alpha_s \phi_r + \alpha_r \phi_s) \omega_{r0}/R - \phi_s I (\phi_s + \phi_r)/R - \alpha_s I\} / s(sL_f^2 + R_f^2) A \quad (34)$$

b. 固定子側補助機界磁電圧の変化

$$\Omega_r(s) = \Delta e_{2f} n P_2 m_2 \left(s^2 \phi_s \omega_{r0} I_s/R + s [\gamma P_0 \{(\phi_r + \phi_s) \omega_{s0}/R + I\} + (\alpha_s \phi_r \omega_{s0} - \phi_r \phi_s I)/R] + a P_0 \{(\phi_r + \phi_s) \omega_{s0}/R + I\} \right) / s(sL_f^2 + R_f^2) A \quad (35)$$

$$\Omega_s(s) = -\Delta e_{2f} n P_2 m_2 \left(s^2 (\phi_s \omega_{s0} I_r / R + I_r I) + s [\gamma P_0 \{ (\phi_r + \phi_s) \omega_{s0} / R + I \} \right. \\ \left. + (\phi_r^2 I + \alpha_r \phi_s \omega_{s0}) / R + \alpha_r I \right] + a P_0 \{ (\phi_r + \phi_s) \omega_{s0} / R + I \} \Big) / s (s L_f^2 + R_f^2) A \quad (36)$$

$$\Delta(s) = -\Delta e_{2f} n P_2 m_2 \left(s \{ (I_r \phi_s - I_s \phi_r) \omega_{s0} / R + I_r I \} \right. \\ \left. + \{ (\alpha_r \phi_s - \alpha_s \phi_r) \omega_{s0} / R + \phi_r I (\phi_r - \phi_s) / R + \alpha_r I \} \right) / s (s L_f^2 + R_f^2) A \quad (37)$$

ここで

$$A \doteq s^3 I_r I_s + s^2 [(I_r \phi_s^2 + I_s \phi_r^2) / R + \{ I_r (\alpha_s + \gamma P_0) + I_s (\alpha_r + \gamma P_0) \}] + s [\{ \phi_s^2 (\alpha_r + \gamma P_0) \\ + \phi_r^2 (\alpha_s + \gamma P_0) + 2 \phi_r \phi_s \gamma P_0 \} / R + \alpha_r \alpha_s + \gamma P_0 (\alpha_r + \alpha_s) + a P_0 (I_r + I_s)] \\ + a P_0 \{ (\phi_r + \phi_s)^2 / R + (\alpha_r + \alpha_s) \} \quad (38)$$

上の各式より、各角速度の変化を示す安定解は、一般に、(25)、(26)式で表されることが明らかとなるであろう。

B. アナログ計算機による系の模擬

前節の signal flow graph において、 $1/s$ を含む各枝路は係数ポテンショと積分器によって又その他の枝路は係数ポテンショと必要ならば加算係数器で置換えれば、直ちにアナログ電子計算機のダイアグラムとなり、系線型動特性の演算が可能になる。此の際注意すべきことは、signal flow graph が s 領域における表現である場合には、アナログ電子計算機では t 領域での量を扱うので、入力枝路の形を考慮しなければならない。例えば、入力が単位関数である場合、 s 領域では $1/s$ となるが、 t 領域では 1 である。その他アナログ電子計算機のプログラミングの手法、例えばスケール変換等については従来と異なるところはない。

4. 演算結果及び考察

以下アナログ電子計算機による系の線型動特性の解波形を示し、パラメータの影響等について考察する。尚モデル機としては、前報と同様の実験機²⁾を用いている。

A. 負荷トルク変化時

図-2～図-5は負荷トルクの変化幅を $0.5 N\cdot m$ とした場合の各量の過渡変動を示すもので、系の多様な運転条件を想定して、夫々に対応するパラメータ値を実測、若しくは仮定すること

表—1 負荷トルク変動時の運転条件

図 番 号	主機電機 子 電 流	a	i_f^1	ϕ_r	i_f^2	ϕ_s	I	R	ω_{r0}
図—2	3.5	26.5	0.0	0.108	0.43	1.961	2.51	2.8	146
図—3	3.5	26.5	0.43	0.981	0.43	1.961	2.41	2.8	104
図—4	3.5	26.5	0.43	0.981	0.1	0.93	4.65	2.0	78.7
図—5	13	36.5	0.1	0.464	0.43	1.961	11.7	1.5	111

によって、それらの影響を調べるために行なった演算結果の一部である。各図の場合の運転条件等を表-1に示す。

実験機についての調節可能なパラメータは ϕ_r , ϕ_s のみであり、その他運転状態により定

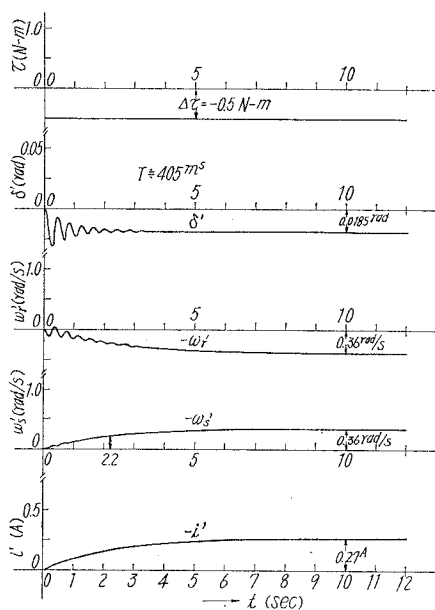


図-2 負荷トルク変化時の動特性 (1)

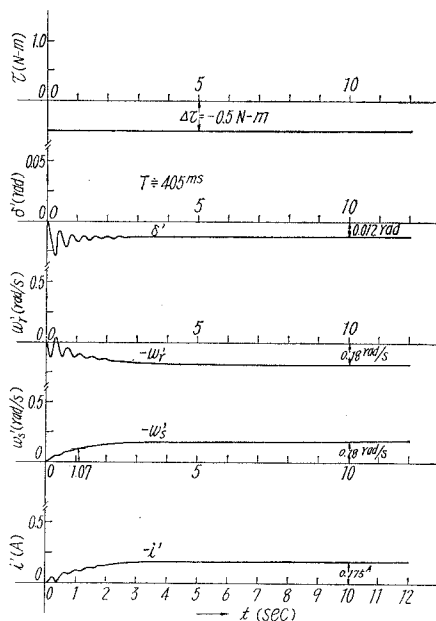


図-3 負荷トルク変化時の動特性 (2)

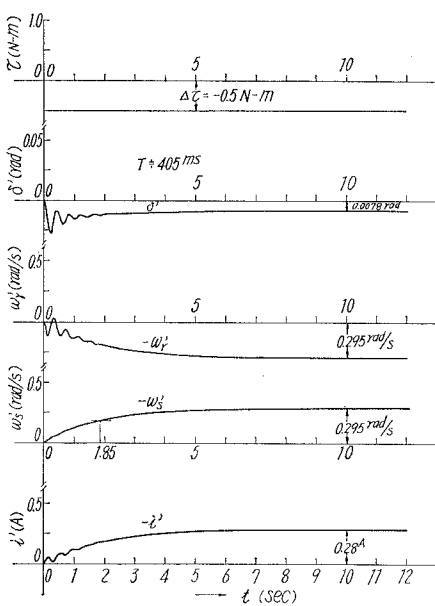


図-4 負荷トルク変化時の動特性 (3)

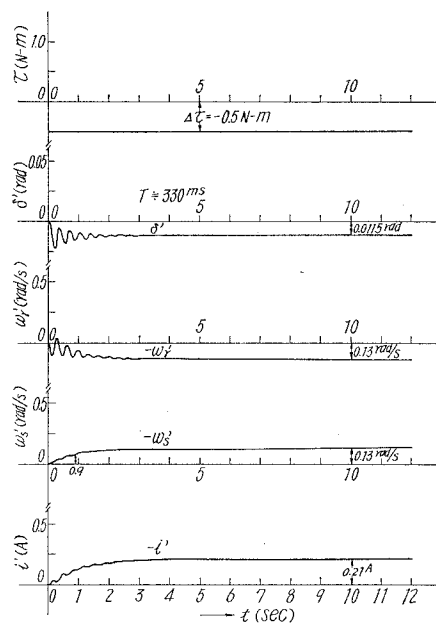


図-5 負荷トルク変化時の動特性 (4)

てくるものには α , R がある。従って 図-2～図-4 では主として ϕ_r , ϕ_s の変化を調べ 図-5 では α の変化が調べられている。又補助機電機子回路の抵抗 R は巻線のみを考慮すれば一定であるが、一般にはブラシ降下の非線型のため負荷の軽重によって変化するので、図-4, 図-5 で実際の場合に即して、その効果を加味している。その他慣性モーメント、制動係数等も影響が考えられるが、ここではその演算結果を示さず考察のみに止めた。

a. 角速度の変動

上の各図に示す通り、 $\omega'_s(t)$ の過渡特性は、第2章での予想通り、振動成分が殆んど見られず、略一次遅れ要素としての特性を示す。例えば 図-2 の場合、 $\omega'_s(t)$ を数式で表現すれば、

$$\omega'_s(t) \doteq -0.36(1 - e^{-0.45t})$$

となり、(13), (14) 両式より計算される近似解によく一致している。このことは I_s が十分小さくなり、 I_r の大きさに近づかない限り成立していることが、他の演算結果からも確められる。従って、一般的に $I_s \gg I_r$ の条件の下で

$$\omega'_s(t) = \frac{R_d \Delta \tau}{(\phi_r + \phi_s)^2 + R(\alpha_r + \alpha_s)} \left(1 - e^{-\frac{(\phi_r + \phi_s)^2}{R(I_r + I_s)} t} \right) \quad (39)$$

と表現でき、各パラメータの影響が鮮明となる。更にこの特性を明確にするため、直流分巻電動機と同条件に於ける速度変動と比較して見よう。数式で表現すれば

$$\omega'_d(t) \doteq \frac{R_d \Delta \tau}{\phi_d^2 + R_d \alpha_d} \left(1 - e^{-\frac{\phi_d^2}{R_d I_d} t} \right) \quad (40)$$

ここで $\omega'_d(t)$: 直流分巻電動機の負荷トルク変化時の速度変動
 $R_d, \alpha_d, I_d, \phi_d$: 夫々直流分巻電動機の電機子抵抗、機械的制動係数、慣性モーメント、界磁束

とする。

(39), (40) の両式及び、各図より、 $\omega'_s(t)$ と $\omega'_r(t)$ の解波形は、その振動成分を無視して、時間軸に対して上下対象であることから、一般的に次の様に云い得る“系の負荷トルク変動時における平均的な速度変動特性は、慣性モーメントが $(I_r + I_s)$ 、界磁束が $(\phi_r + \phi_s)$ 等である、直流分巻電動機のそれと等価である”。各パラメータの影響は図及び (39) 式から明らかであるが、通常直流分巻電動機に比較して、慣性モーメントが $(I_r + I_s)$ の形で含まれているので $I_s \gg I_r$ なる条件を考慮すれば、速度変化は相当ゆるやかになることが理解されよう。この性質はむしろ、速度制御特性において重要視されるべきと思われる。次に可調節パラメータ ϕ_r, ϕ_s は定常的な速度変化、減衰定数 f, g に広範囲な影響を与えている。角速度に対しては、図のような一様増減に対しては、むしろ f の増加による変化の速度が大になっても、定常的な変化値が小さい程有利であるから、この見地からのみでは $(\phi_r + \phi_s)$ の値を可能な限り大にすべきであろう。制動係数 $\gamma, \alpha_r, \alpha_s$ は共に f, g の値に影響するが、 γ は特に振動成分の抑制に役立つ、し

かし α_r, α_s は、通常の機械では、その影響は無視できる程小さい。

$\omega'_r(t)$ には動揺の初期に無視できない振動成分が存在し、主機内部相差角の動揺が主としてこれによっていることは明らかであるが、特に 図-5 から、重負荷において、定常値の変化と初期振動の振幅値に大きな差異がない。この性質は $(\phi_r + \phi_s)$ の値が大きい場合も見られ、精密な速度制御装置が必要となる時検討されるべき問題となろう。

b. 主機内部相差角及び補助機電機子電流

主機内部相差角の動揺特性については前報で述べたが、アナログ電子計算機による演算結果からも、付け加えるべきものは少ない。ここでは前報でふれ得なかった点につき若干述べる。

(1) 主機固定子拘束時に比較して、 γ による制動項は

$$\gamma P_0/I_0 > \gamma P_0/I_r$$

のように、固定子回転型の方が常に振動の減衰は大となる。更に (15) 式右辺括弧内第一項が両補助機の界磁束による減衰項となって加わるので、 g の値は系の如何なる運転状態に於いても、 $\gamma P_0/I_r$ より大になり、安定運転上、固定子回転により不利になることはない。

(2) 安定運転からは g の値が大なる程有利なのは明らかであるが、同一負荷状態においては (15) 式括弧内の補助機界磁束と関連する制動項 $(I_s \phi_r - I_r \phi_s)^2 / I_r I_s (I_r + I_s) R$ を大にすればよい。一方 $I_s \phi_r > I_r \phi_s$ を満足する速度では ϕ_s の値を小にすることによって此の目的は達せられるが、 $I_s \gg I_r$ の条件では、 $s < 0$ の殆んどの速度領域で上記の条件を満すことになるので、一般的に、単に振動の減衰を大にするためには ϕ_s を、所定の条件下で可能な限り小にすればよいことになる。然し、このことは δ の定常変化を増大させ、補助機回路の銅損の増加ともなるので十分検討されねばならない。

補助機電機子電流 $i(t)$ は、主機固定子に対するブレーキトルク及び回転子側の加減速トルクと関連し、その変化は角速度特性等に可成りな影響があるが、その変動は、図から明らかな様に、変化の初期に若干の振動成分が認められる外、略固定子側の角速度 $\omega'_s(t)$ と同様に变化する。これには勿論、 ϕ_r, ϕ_s 等の影響が大きく、 $(\phi_r + \phi_s)$ の増加は $i(\infty)$ の値を減少させ、その時定数を小にする等、その効果は角速度に対するものと同様である。その外補助機電機子回路

表-2 速度制御時の運転条件

図番号	主 電 機 電 流	a	i_f^1	ϕ_r	$P_1 m_1$	i_f^2	ϕ_s	$n P_2 m_2$	I	R	ω_{r0}	ω_{s0}	L_f^1	L_f^2	$R_f^1 = R_f^2$	備 考
図- 6	5	28.1	0.1	0.464	4.07	0.43	1.961	1.22	3.70	2.2	121	36	323	320	210	$P_1 = P_2 = 2$ $n = 2$
図- 7	5	28.1	0.2	0.758	2.02	0.43	1.961	1.22	3.70	2.2	111	46	323	320	210	
図- 8	5	28.1	0.2	0.758	2.02	0.43	1.961	1.22	3.70	2.2	111	46	50	320	210	
図- 9	5	28.1	0.43	0.982	0.61	0.43	1.961	1.22	3.62	2.2	103	54	323	320	210	
図-10	5	28.1	0.43	0.982	0.61	0.1	0.928	8.14	7.7	1.7	84	73	323	320	210	
図-11	13	36.5	0.1	0.464		0.43	1.961	1.22	11.7	1.5	111	46	323	320	210	

のインダクタンスの作用が考えられるが、通常 L/R の値は慣性モーメント等による時定数の値に比べて十分小さく無視して差支えない。

B. 速度制御時

補助機界磁電圧を、 $t=0$ において、階段的に変化した場合の解波形を、図-6～図-11 に示

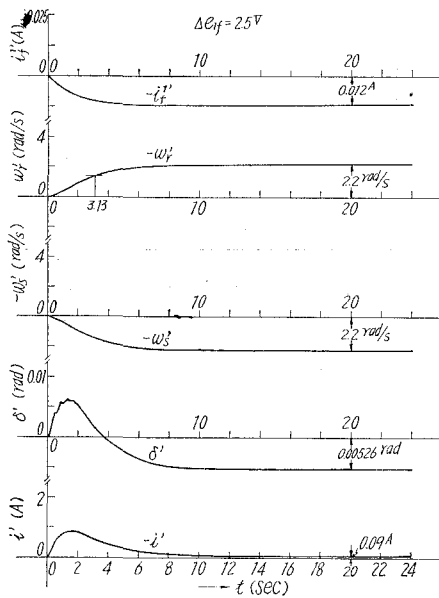


図-6 速度制御時の動特性 (2)

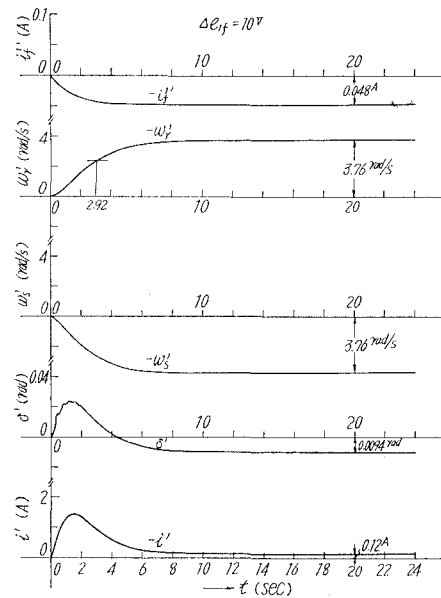


図-7 速度制御時の動特性 (3)

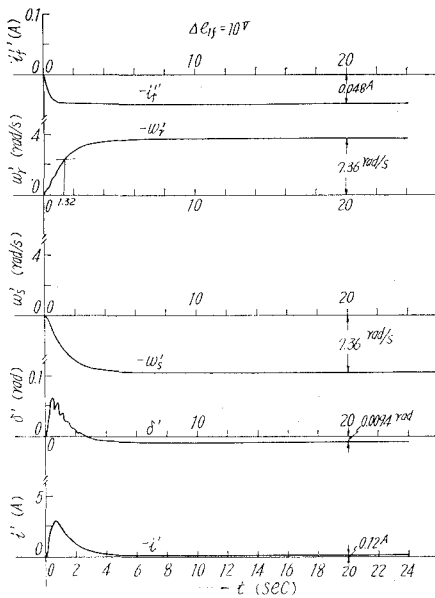


図-8 速度制御時の動特性 (4)

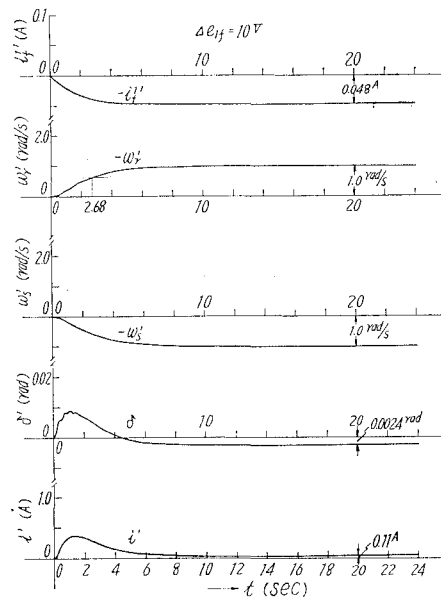


図-9 速度制御時の動特性 (5)

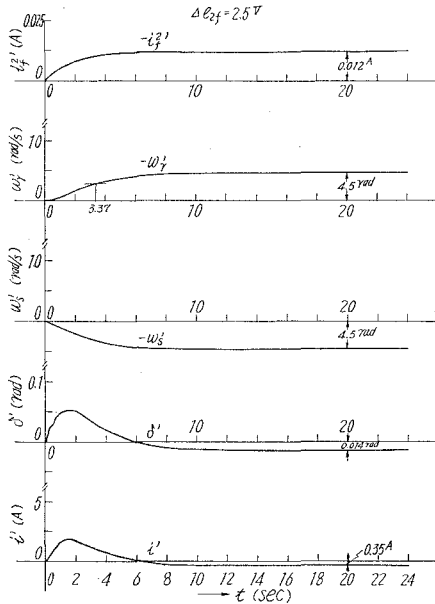


図-10 速度制御時の動特性 (6)

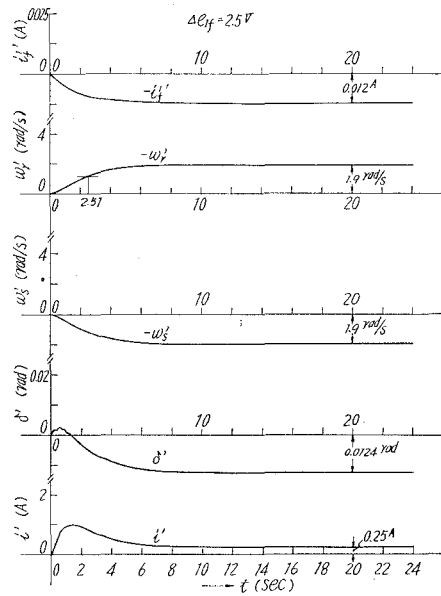


図-11 速度制御時の動特性 (7)

す。又夫々の運転条件は表-2の通りである。図-6～図-10は主機入力一定の条件下での、パラメータの影響を調べて居り、図-6, 7, 9に於いて高速領域、従って e_{1f} の変化、に於ける補助機界磁束の変化を、そして図-8に於いて、補助機磁回路の時定数の効果が、夫々取り上げられている。図-10は低速領域、 e_{2f} の変化、での解波形であり、図-11では高速領域で重負荷時の解波形である。

a. 速度 応 答

図から $\omega_r'(t)$, $\omega_s'(t)$ の波形には振動成分が殆んど含まれていないことがわかるが、これは前述した様に補助機界磁回路のインダクタンスの影響が主なものと考えられる。従って応答曲線は次式によって精度高く近似できる。 e_{1f} 変化の場合

$$\omega_r'(t) \doteq \frac{\Delta e_{1f} P_1 m_1 \{(\phi_r + \phi_s) \omega_{r0} - IR\}}{(\phi_r + \phi_s)^2 R_f^1} + E_3 \exp\left(-\frac{R_f^1}{L_f^1} t\right) + C_3 \exp\left(-\frac{(\phi_r + \phi_s)}{R(I_r + I_s)} t\right)$$

e_{2f} 変化の場合

$$\begin{aligned} \omega_r'(t) &\doteq \frac{\Delta e_{2f} n P_2 m_2 \{(\phi_r + \phi_s) \omega_{s0} + IR\}}{(\phi_r + \phi_s)^2 R_f^2} + E'_3 \exp\left(-\frac{R_f^2}{L_f^2} t\right) \\ &+ C'_3 \exp\left(-\frac{(\phi_r + \phi_s)^2}{R(I_r + I_s)} t\right) \doteq \omega_s'(t) \end{aligned}$$

一方、直流分巻電動機の界磁制御時の速度応答特性は、線型近似で、次式で与えられる。

$$\omega_d'(t) \doteq \frac{\Delta e_{df} m_d (\phi_d \omega_{d0} - IR_d)}{\phi_d^2 R_f^d} + E_d \exp\left(-\frac{R_f^d}{L_f^d} t\right) + C_d \exp\left(-\frac{\phi_d^2}{R_d I_d} t\right)$$

但し、各記号及び添字 d 等は無段変速同期機の場合と同様の意味を持ち、直流分巻機に適用されていることを示している。明らかに、速度制御特性も分巻電動機の場合と等価であり、各パラメータの影響も容易に解明できる。次に $\omega_r'(t)$, $\omega_s'(t)$ の変化は、図及び上式より、2つの単純減衰項よりなる二次要素の特性で代表できるが、これを近似的に、一次要素の特性で再び近似し、定常変化値の 63.2% の値を示す迄の時間をその時定数としたとき、その時定数と上式より夫々の減衰定数を計算した値、又はその逆数(時定数)の和との間に密接な関係が存在していることが確められる。例えば図-7の場合、図より求めた等価時定数は約 2.9 秒であるが、近似計算された各時定数の和は約 2.6 秒となり、よく一致して居る、この関係は他の運転条件に於いても保持されている。図-8は補助機界磁回路の時定数を減少するため、そのインダクタンスを平常値の約 15% に減少した場合であり、 $\omega_r'(t)$ の応答速度もその減少分だけ早くなっていることがわかる。図-9 は $(\phi_r + \phi_s)$ の値が最大の場合であり、図-6の場合に比較して応答速度が大になっている、又界磁束通路の飽和のため m_1 の値が小さくなり、同一 Δe_{1f} に対して、速度変化の幅等が小さくなっていることも知られる。その他慣性モーメント等の影響は、負荷トルク変動の場合と同様であることは数式からも容易に首肯できよう。図-10は低速領域での特性で、 e_{2f} を変化しているが、他の条件が同一であれば解波形には本質的な変化が生じないことを示している。図-11は重負荷運転時の波形で、 a , R , I , 等の値を除いては図-6と同条件であるが、 $\omega_r'(t)$ の時定数は R の減少分だけ小になっている外、速度応答には大きな影響はない。各図を通じて、補助機電機子電流の波形が目立ち、特に補助機界磁回路のインダクタンスが小さい場合、初期の立上りが急峻になる。此の様な波形に対しては、補助機電機子回路のインダクタンスの影響があると思われる。然し、ここでは示さなかったが、電機子電流の初期の立上りを若干ゆるめる作用は認められたが、速度応答には取り上げる程の変化は見られなかった。

b. 主機内部相差角

速度制御時の主機内部相差角の動揺は図より明らかな様に、その初期値の大きさに比較して、問題にならない程小さく、線型可能な入力に対しては特に取り上げる必要がない程度である。然し変化の最終値と動揺初期の符号が異なり、速度応答の増加と共に初期動揺の振幅が増大するには注目する必要がある。即ち、重負荷運転時に於いて、急激に速度低下させようとする場合、系が不安定に落入の可能性を持っているからである。この現象の詳細な解明は非線型動特の領域であり、ここでは論述しない。

c. 補助機界磁回路電圧変動時の特性

補助機界磁電圧の予期しない変動による速度変化においては、速度制御時と異なり、両補助機の界磁電圧が同時にかつ同方向にその大きさが変化すると仮定するのが最も一般的である。定常特性から知られるように、 ϕ_r , ϕ_s の変化の向きが同じであれば、夫々の影響は互に打消し合う。図-12は図-6の条件と全く同様で、只 Δe_{1f} , Δe_{2f} を同値、同方向に変化させた場合

であるが、 $\omega_r'(t)$ 、 $\omega_s'(t)$ の相対値は図-6の場合に比較して略同様に变化して居り波形上本質的な差異はない。これは m_2 の値が磁気飽和のため、 m_1 の1/7になっていることと、 $\omega_{r0} > \omega_{s0}$ の条件のためで、 ϕ_r の変化の影響が優勢であったためである。図-13は $m_1\omega_{r0} \doteq m_2\omega_{s0}$ の条件を満たす様 m_2 の値を変化した外、他のパラメータは図-12と全く同様の場合の演算結果であるが、 $\omega_r'(\infty)/\Delta e_f$ が可成り小になって居り、かつこの場合は、固定子側界磁束の変化による影響が勢優であり、 $\omega_r'(t)$ 、 $\omega_s'(t)$ 等の極性が逆になっている。従って、 m_1 、 m_2 、 ω_{r0} 、 ω_{s0} の値に対して、 Δe_{1f} 、 Δe_{2f} の値が適当であれば、両者は互に打ち消し合い、定常時、過渡時共に速度変動が生じない様な条件が存在し得る。これは、両補助機界磁回路(電源部も含めて)の設計において、考慮されるべきであろう。

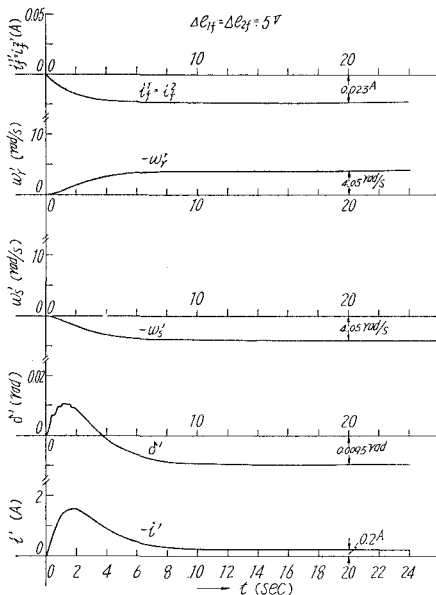


図-12 補助機界磁電圧変動時の動特性 (1)

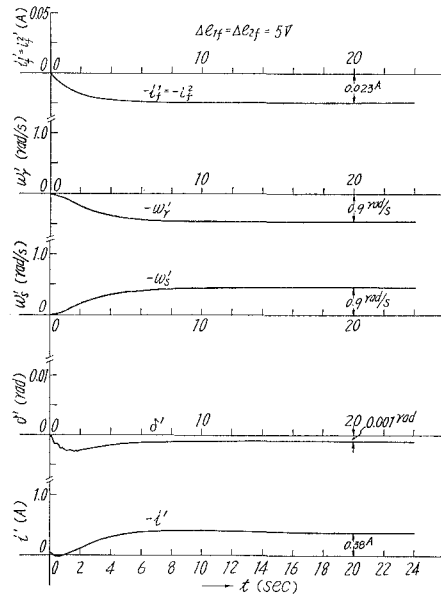


図-13 補助機界磁電圧変動時の動特性 (2)

5. む す び

以上、負荷トルクの変化等に起因する速度変動、及び速度制御特性についての線型理論とアナログ電子計算機による演算結果について論じて来た。主要な結論は以下の如くなる。

1. 負荷トルクの小さな変動に対する系の速度変動特性は、直流分巻電動機の負荷トルク変動時のそれと等価であり、且つ主要パラメータの影響も、両補助機の夫々の和で表され外、同様である。

2. 補助機界磁電圧の変化による速度変動特性は、一般的に、両補助機の影響が打ち消し合い、変動幅は小となり、或る条件を満たせば、定常時、過渡時共略0にすることが可能になる

等有利である。

3. 速度制御時の応答は分巻電動機の界磁制御の場合と等価であるが、固定子側、回転子側の慣性モーメントが和の形で時定数に影響するため、応答速度は一般的に遅くなる。従って応答を大にするためには、運転上、 $(\phi_r + \phi_s)$ を極力大にすること、設計上、特に $I_s \gg I_r$ の条件では、 I_s を小する様注意されるべきである。

前報での主機内部相差角の動揺特性、そして此の報告の速度特性についての解析により、略無段変速同期機の電動作用時における線型動特性が明らかになった。尚此の報告では実験的検証にはふれなかったが、現在迄の予備的実験では略一致する結果が得られている。線型動特性に関する若干の実験、更に非線型動特性の解明が今後の課題となる。

終りに、日頃御指導頂いている本学電気工学科、図所忠則教授並びにアナログ電子計算機の使用等に際し便宜を頂いた基礎電気工学講座の各位に深甚な謝意を呈します。

(昭和44年4月30日受理)

文 献

- 1) 図所忠則・近藤 修・伊達隆三：電気学会雑誌，87-4，774 (1967).
- 2) 近藤 修：室工大研報，5，2，540 (1968).
- 3) Samuel J. Mason：Proceedings of the I.R.E.，1144 (1953).
- 4) Samuel J. Mason：Proceedings of the I.R.E.，920 (1956).
- 5) V. Govrishanke：Electromechanical Energy Conversion，296，International Text Book. Co. (1965).

直流機の整流火花について

松田敏彦・丹治辰男

On Commutator Sparking in Electrical d-c Machines

Toshihiko Matsuda and Tatsuo Tanji

Abstract

The sparks on the d-c machine, particularly when they are arcs, produce remarkable damage on the brushes and commutator. It is, therefore, important to have a means to calculate the energy dissipated in the arc, W_a , as a function of the main parameters of commutation. This paper presents such a means and some experimental results.

A formula of the arc duration time is derived from the equation of the commutation at the instant that the current-carrying brush-segment contact is interrupted arcs are ignited. The current at which the arc ignites, I_a , is evaluated from the formula with oscillograms of arc voltage.

Results of the experimental work are:

- (1) The value of the average reactance voltage at which the arc ignites is about 0.28-0.30 volts.
- (2) The surface roughness of the commutator as well as W_a remarkably increase when the average reactance voltage, e_r , is above 0.30-0.35 volts.
- (3) The values of current I_a increase in proportion to e_r and are distributed over the range from about 1.0 to 3.2 amps under the anode brushes.

I. 緒 言

整流火花はブラシおよび整流子の摩耗や荒損の主原因となるため、整流の良否を火花発生の程度を表わす火花回数¹⁾をもって示すことが一般に行なわれている。この火花回数と火花の被害との関係は明確なものではなかったが、近年火花回数の科学的裏付けを行ない、火花の被害を明らかにする研究成果が報告されている^{2), 4)}。R. Holm によるとブラシの摩耗は火花によって運ばれる電気量に比例する項と整流子の荒損による機械的摩耗の項との和として与えられ³⁾、整流火花の大部分がアーク放電となる高火花回数状態時にはアークの燃焼作用による摩耗が非常に大きくなることが知られている⁴⁾。従って整流アーク放電の発生条件、アーク放電エネルギーなどと整流の主要条件との関係を検討し、算定式を得ることが望まれる。

整流アーク放電によって消費されるエネルギーは、 $W_a = V_a I_a t_a / 2$ で与えられる。従ってアーク放電エネルギーの値はアーク電流初期値 I_a 、およびアーク放電時間 t_a の算定または測定によって得られる。アーク放電時間については、すでに K. Binder, R. Holm など^{4)~6)} の報

告があり、またアーク放電エネルギーについても R. Holm など^{4),6)} の式が報告されているが、それぞれの式はその論理、表現形式および特徴を異にしている。またアーク電流初期値 I_a については J. E. Diehl および R. Holm^{7),8)} の報告があり、アーク放電発生条件については K. Binder⁵⁾、稲垣・伊東⁸⁾ の報告、林・内藤⁹⁾、著者らの一人¹⁰⁾ の報告がある。林・内藤、著者らの一人の方法は、脈流電流による銅—黒鉛のすり接触 $V-I$ 特性はほぼ直線となるとして、ブラシ幅と整流子片幅が等しい場合の整流方程式を解いて整流火花発生条件を検討したものである。ブラシすり接触 $V-I$ 特性の非直線性の整流に及ぼす効果^{12),13)} は重要であるが、線形化された整流方程式による解析は整流過程とその基本条件との関係を明確に示す点に特徴を有する。

本報告は線形化された整流方程式を基礎とし、アーク放電電流初期値を整流方程式の解から得られるブラシ接触電圧降下値から算出する方法について述べ、アーク放電時間をアーク放電発生瞬時の整流コイル中に蓄えられたエネルギーの関係式から求めている。整流試験機による実験から、整流火花数とアーク放電時間および整流子表面荒損度との関係を求め、高火花数数の整流となるに従い急速に実害度を増すことも確認した。また整流アーク電流初期値およびアーク発生限界リアクタンス電圧値についての検討をも合せ行なっている。

II. 整流中のコイルの短絡電流と整流火花

直流機の電機子において、ブラシによって短絡されるコイル（以下整流コイルという）の電流を表わす微分方程式すなわち整流方程式は、図-1 においてブラシと整流子間の抵抗をオーム抵抗となし、かつブラシ幅は整流子セグメント幅と等しく、片間マイカの厚みを零と仮定すると次式となる。

$$L \frac{di}{dt} + Ri + M_f \frac{di_f}{dt} + M_r \frac{di_r}{dt} + v_1 - v_2 + E_c = 0 \quad (1)$$

また整流コイルに電磁結合する主磁極回路および整流コイルと並列にある電機子回路の電圧平衡方程式は次式となる。

$$L_f \frac{di_f}{dt} + R_f i_f + M_f \frac{di}{dt} + R_f I_f = E_f \quad (2)$$

$$L_r \frac{di_r}{dt} + R_r i_r + M_r \frac{di}{dt} - v_1 + v_2 = 0 \quad (3)$$

$$v_1 = i_1 R_1 = (I + i) R_b T / (T - t) \quad (4)$$

$$v_2 = i_2 R_2 = (I - i) R_b T / t \quad (5)$$

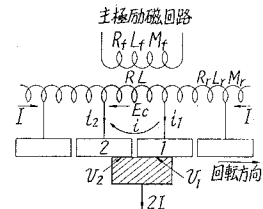


図-1 整流中のコイルの作る回路

ここでブラシは整流子から離れることなく全面接触をすると仮定している。整流コイル短絡電流は (1), (2) および (3) 式を連立させて解くと得られるが、簡単のため整流コイル抵抗および (2), (3) 式の効果を無視して求めると (6) 式を得る⁹⁾。

$$(410)$$

$x=t/T$, $y=i/I$, $c=E_c/2IR_b$, $r=1/b=(2LI/T)/2IR_b$ において

$$y = 1 - 2x + 2 \left(\frac{1-x}{x} \right)^b \int_0^x \left(\frac{x}{1-x} \right)^b (1-bc) dx \quad (6)$$

ブラシ整流子片 1 との間の電圧降下 v_1 の値が 3~4 [V] を越えるとブラシに火花が生ずることが知られているが^{8),14)}, この値は (4) および (6) 式から

$$v_1 = (I+i) \frac{R_b T}{T-t} = IR_b \frac{1+y}{1-x}$$

である。また $v_{1R} = v_1/2IR_b$ において基準化すると次式となる。

$$v_{1R} = \frac{1}{2} \cdot \frac{1+y}{1-x} \quad (8)$$

基準化されたリアクタンス電圧 $r=2$ の場合の基準化短絡電流値 y および v_{1R} を 図-2 および 図-3 に示す。ブラシ全面の接触電圧降下 $2IR_b$ はブラシ材質、電流波形およびブラシ極性により異なる。整流中のブラシ下に流れる電流は主電流平均値上に尖頭電流を重ねたものと考えられ、このパルス重畳電流によるブラシ接触 $V-I$ 特性 (過渡特性と呼ぶ) は、著者らの実験¹¹⁾ によると電気黒鉛質ブラシ、50Hz 半波整流波重畳電流に対し、図-4 の如くなりほぼ直線となる。過渡特性は電流、ブラシ材質、すり接触条件などにより変わり、 R_b の一般的な値は定められない。図-4 の例では $R_b \approx 0.1, 0.075, 0.065$ である。

$$v_1 = 2IR_b v_{1R} \quad (9)$$

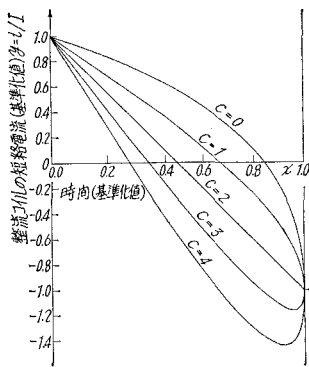


図-2 整流曲線 $r=2$

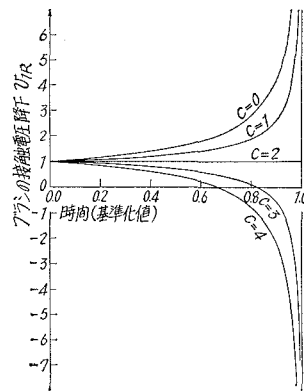


図-3 基準化ブラシ接触電圧値 $r=2$

この v_1 がブラシと整流子片の接触が開離する瞬間において 3~4 [V] となると加熱火花を生じ、続いてアーク放電に移行するものと考えられる。すなわち整流火花放電過程は 図-5 のような経過を取る。すなわち時刻 t_0 においてブラシ後端と整流子片 1 との接触が開き、 t_1 においてアーク放電が始まる。期間 $\Delta t_a = t_1 - t_0$ は t_0 において接触点に高温陰極点が形成されてから、陽イオン発生をうながして完全なアークを形成するまでの時間おくれである。 t_1 で点弧

し t_2 までアークが継続する。 t_a は後述のように一般に数 $10 \mu\text{s}$ に達するが、 Δt_a はこれに比べてきわめて短かく $1 \mu\text{s}$ 以下である。実験 1 の 図-9 にアーク電圧波形の一例を示した。上記アーク電圧波形はブラシ極性に関係なく、アークの極性により一意的に決定されるものであるがアーク電圧はその放電期間中はほぼ一定値を示す。

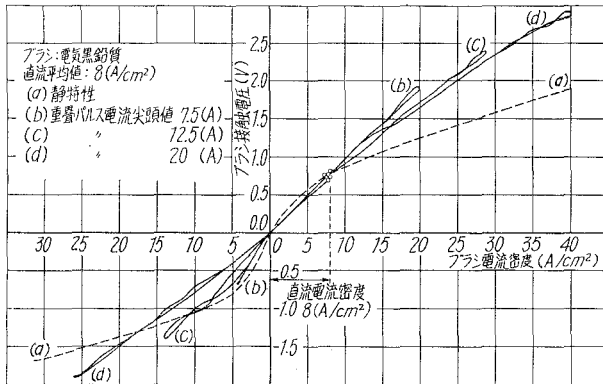


図-4 ブラシ接触過渡 V-I 特性

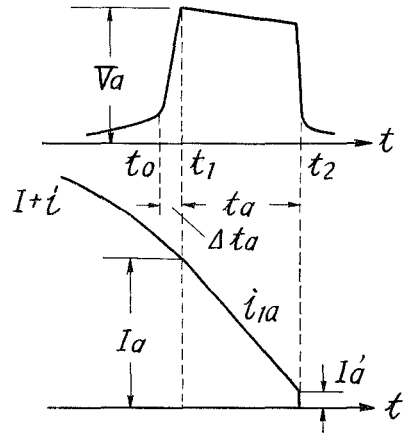


図-5 整流アーク放電過程

従って

$$V_a = L \left| \frac{di_{1a}}{dt} \right| = L \frac{I_a}{t_a}, \quad \left| \frac{di_{1a}}{dt} \right| = \frac{I_a}{t_a} = \text{const.} \quad (10)$$

となる。すなわち、アーク放電電流 i_{1a} は 図-5 に示すように初期値 I_a より直線的に減少し最小アーク電流値 I'_a にて消滅する。

III. アーク放電電流と放電継続時間

1. アーク放電電流初期値

ブラシと整流子との接触は整流子の偏心、ブラシの弾性振動などにより多少なりともブラシの跳躍をきたし、接触面円弧も整流子のそれとは異なっているものである。従って、放電電流初期値を数式により算定することは非常に困難であると考えられるが、整流方程式により考察してみる。

II で述べたように、ブラシはそのすり接触電圧降下が $3 \sim 4 \text{ [V]}$ に達すると加熱火花を生じ、続く開離においてアーク発生条件が満足されていると、電圧は飛躍的に $12 \sim 24 \text{ [V]}$ となってアーク放電に移行する。電圧 $4 \sim 10 \text{ [V]}$ の範囲は不安定領域であって、この値を取る火花は殆んどない⁸⁾。従ってブラシ電圧降下 $v_1 > 4 \text{ [V]}$ をアーク放電発生条件とする。すなわち

$$v_1 = 2IR_b v_{1R} = IR_b(1+y)/(1-x) > 4 \quad (11)$$

でアーク放電を生ずる。(6) 式を代入して

$$(412)$$

$$1 + \frac{(1-x)^{b-1}}{x^b} \int_0^x \left(\frac{x}{1-x} \right)^b (1-bc) dx = \frac{2}{IR_b} \quad (12)$$

を満足する x を x_1 とし, x_1 における y の値を $y_c = i_c/I$ とすると, アーク放電電流初期値は次式で与えられる。

$$I_a = I(1+y_c) \quad (13)$$

これらの関係を 図-6 に示す。また (10) 式から $I_a = V_a t_a / L$ である。アーク放電時間 t_a を実測し, 多くの測定値から I_a を求めて検討する必要がある。実験 3 において, この I_a を求めているが, 電機子回路電流の 10~30% の値を得ている。(13) 式の y_c との関係については実験を進行中である。

2. アーク放電電流

図-1 で整流の終期 $x_1 = t_1/T$ でアーク放電が生じた時, ブラシとセグメント 1 および 2 との間の接触電圧が次式で与えられるとする。

$$v_1 = i_1 R_1 = i_{1a} R_1 = V_a \approx \text{const.} \quad (15)$$

$$v_2 = i_2 R_2 = V_0 \approx \text{const.} \quad (16)$$

(1), (3) 式にこれらを代入し, $i = i_a$, $i_{1a} = I + i_a$ とおいて

$$L \frac{di_a}{dt} + R i_a + M_f \frac{di_f}{dt} + M_r \frac{di_r}{dt} + V_a + E_c = 0 \quad (17)$$

$$L_f \frac{di_f}{dt} + R_f i_f + M_f \frac{di_a}{dt} + R_f I_f = E_f \quad (18)$$

$$L_r \frac{di_r}{dt} + R_r i_r + M_r \frac{di_a}{dt} - V_a = 0 \quad (19)$$

(18) 式において, $R_f I_f \approx E_f$ であり, $R_f i_f$ は小さい値であるので省略すると

$$M_f \frac{di_f}{dt} = - \frac{M_f^2}{L_f} \frac{di_a}{dt} \quad (20)$$

また (19) 式においても同様に $R_r i_r$ を省略すると次式となる。

$$M_r \frac{di_r}{dt} = - \frac{M_r^2}{L_r} \frac{di_a}{dt} + \frac{M_r}{L_r} V_a \quad (21)$$

(17) 式に (20), (21) 式を代入すると

$$\left(L - \frac{M_f^2}{L_f} - \frac{M_r^2}{L_r} \right) \frac{di_a}{dt} + R i_a + \left(1 + \frac{M_r}{L_r} \right) V_a - V_0 + E_c = 0 \quad (22)$$

ここで $L_e = L(1 - k_1 - k_2)$, $k_1 = M_f^2 / LL_f$, $k_2 = M_r^2 / LL_r$ とおいて

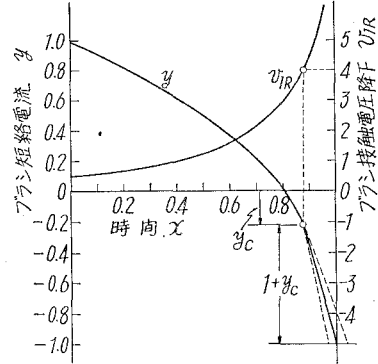


図-6 ブラシ接触電圧とアーク電流初期値

$$v_1 = 2IR_b, v_{1R}, R_b = 0.1 [\Omega], I = 10 [A]$$

$$i_{1a} = \frac{V_0 - (1 + M_r/L_r) V_a - E_c}{R} \left[1 - e^{-\frac{R}{L_e}(t-t_1)} \right] + I_a e^{-\frac{R}{L_e}(t-t_1)} \quad (23)$$

(23) 式で $(R/L_e)(t-t_1)$ は極めて小さい値であるので次の近似式を得る。

$$i_{1a} = I_a - \left[\frac{(1 + M_r/L_r) V_a - V_0 + E_c}{R} + I_a \right] \frac{R}{L_e} (t-t_1) \quad (24)$$

アーク放電は i_{1a} がアーク放電最小電流値となるまで継続する。アーク放電最小電流値は R. Holm の測定値¹⁵⁾ によると、銅陰極の場合 0.43 [A]、黒鉛陰極の場合 0.01 [A] である。これらの値はアーク電流初期値に比べ非常に小さく無視できる考え、 $i_{1a}=0$ となる時間 t_a をアーク放電時間として求めると

$$t_a = \frac{L_e I_a}{(1 + M_r/L_r) V_a - V_0 + E_c + R I_a} \quad (25)$$

を得る。これを (24) 式に代入し、アーク発生時刻 t_1 を時間の原点とすると

$$i_{1a} = I_a \left(1 - \frac{t}{t_a} \right) \quad (26)$$

を得る。(10) 式の L は実効インダクタンス L_e に当るものである。

IV. アーク・エネルギーとアーク放電時間

アーク発生時における整流回路のエネルギーについて考察する。

(17), (18) および (19) 式から

$$L_e \frac{di_a}{dt} + R i_a - \frac{M_f^2}{L_f} i_f - \frac{M_r^2}{L_r} i_r + \left(1 + \frac{M_r}{L_r} \right) V_a - V_0 + E_c = 0 \quad (27)$$

この式に i_{1a} を乗ずると

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} \left[\frac{1}{2} L_e i_{1a}^2 \right] &= \frac{M_f^2}{L_f} i_f i_{1a} + \frac{M_r^2}{L_r} i_r i_{1a} \\ &\quad - \left(1 + \frac{M_r}{L_r} \right) V_a i_{1a} - (R i_a + V_0) i_{1a} - E_c i_{1a} \end{aligned} \quad (28)$$

となる。上式右辺第一項は主極回路と、第二項は電機子回路と整流コイルとの間にエネルギーが授受されることを示すものである。第三項はアーク放電電力、第四項は ohmic loss である。第五項は補極磁束との間の mechanical power を示す。次にこの式を i_{1a} が (26) 式で与えられ、アーク放電時間について積分すると次式を得る。

$$\begin{aligned} \frac{1}{2} L_e I_a^2 &= \frac{M_f^2}{L_f} \int_0^{t_a} i_f i_{1a} dt + \frac{M_r^2}{L_r} \int_0^{t_a} i_r i_{1a} dt \\ &\quad + \frac{1}{2} \left(1 + \frac{M_r}{L_r} \right) V_a I_a t_a - \frac{1}{2} R I_a^2 + \frac{1}{2} (V_0 - E_c) I_a t_a \end{aligned} \quad (29)$$

この式で右辺第一、第二項の積分は i_f および i_r の値を知る必要があり非常に複雑であ

る。R. Holm によるとアークに消費されるエネルギーは整流回路に蓄えられた電磁エネルギー $(1/2) L_e I_a^2$ の一部分であるとされ⁶⁾、多くの部分が主極回路および電機子回路へ移行するといわれている。右辺第一項、第二項はこれを示す。しかし Holm の論文に対する Coho の討論によると⁶⁾、隣接する電機子短絡コイルの効果の方がより大きいと述べられている。このことについては目下検討中である。アーク放電時間は (29) 式から得られる。(25) 式は右辺第一項、第二項を省略した場合に当る。かつ整流コイル抵抗 R をも無視すると

$$t_a = \frac{e_r(1+y_c) W_b}{2[(1+M_r/L_r) V_a - V_0 + E_c] V_c} \quad (30)$$

を得る。ここで $I_a = I + i_c$ 、 $e_r = L_e I/T$ である。アーク放電時間 t_a はリアクタンス電圧 e_r およびブラン幅 W_b に比例し、整流子周速 V_c が大きくなると短いことが知られる。 t_a が知れるとアーク・エネルギーは次式で得られる。

$$W_a = \frac{1}{2} V_a I_a t_a = \frac{1}{2} \frac{V_a^2 t_a^2}{L_e} \quad (31)$$

V. 整流火花に関する二、三の実験

直流機の整流回路を模擬する整流試験機には三通りの回路がある。今、二極で補極を有せず、ブラン幅は整流子片幅に等しく、幾何学的に対称な位置に取り付けられており、巻線もまた対称である直流機の等価回路は図-7 のようになる。この等価回路から図-8(a) の NEMA ブラシ試験規格 (CBI-1951) の回路^{16)~18)}、図-8(b) のいわゆる宗宮式回路¹⁹⁾および図-8(c) の K. Binder の報告に見られる回路の三通りの回路が実現される。(a) の回路は 2 個のブ

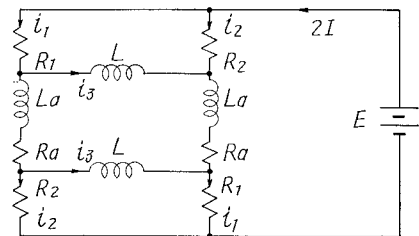


図-7 直流機の等価回路

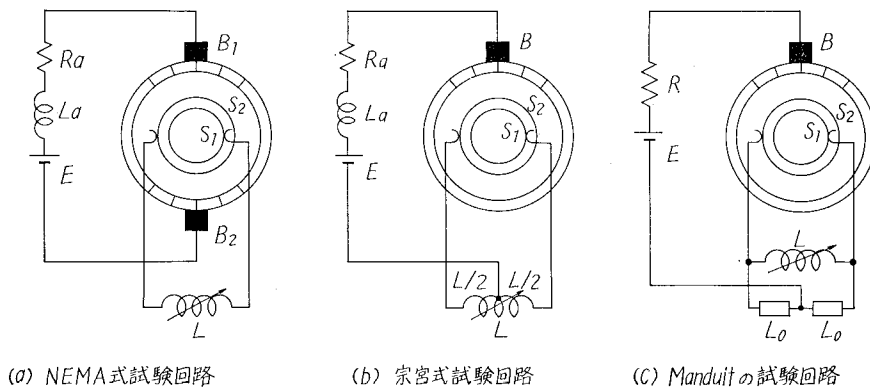


図-8 等価整流回路

ラシ B_1, B_2 が幾何学的な対称性をもたないことのために、2 個のブラシの整流が同時に完了しないことに難点があるといわれている。(b) の回路は等価回路の対称性に注目し、前記の不都合を改良したもので、宗宮氏その他によって提案されたものである。(c) の回路は原理的には Manduit によって発表されたもので、図-7 の二つの L_a, R_a 電機子回路には常に同一電流が流れることから、ブラシおよび整流コイルの一组を省略したものである。すなわち $L_a \gg L$ であればよいことになる。

実験には 2 種の試験機を用いている。実験 1 および 2 に用いた試験機 1 は整流子の直径 120 [mm]、整流子片幅 6.5 [mm]、片間マイカ厚さ 0.8 [mm]、整流子片長さ 45 [mm]、整流子片数 52 枚である。反動型ブラシ保持器をもち、ブラシすり接触面積 6.8×20 [mm²]、3 個のスリップリングを取りつけてある。模擬回路は 図-8(b) を用いた。実験 3 に用いた試験機 2 は整流子が直径 160 [mm]、整流子片幅 4 [mm]、整流子片長さ 60 [mm]、整流子片数 115 枚である。ブラシ保持器は垂直、複式バネ型でブラシ寸法は $12.5 \times 2.0 \times 32$ [mm³] である。ブラシ幅を整流子片幅に等しくするためセグメント 3 枚ずつ一組に短絡し、一組おきに短絡しスリップリングに接続してある。

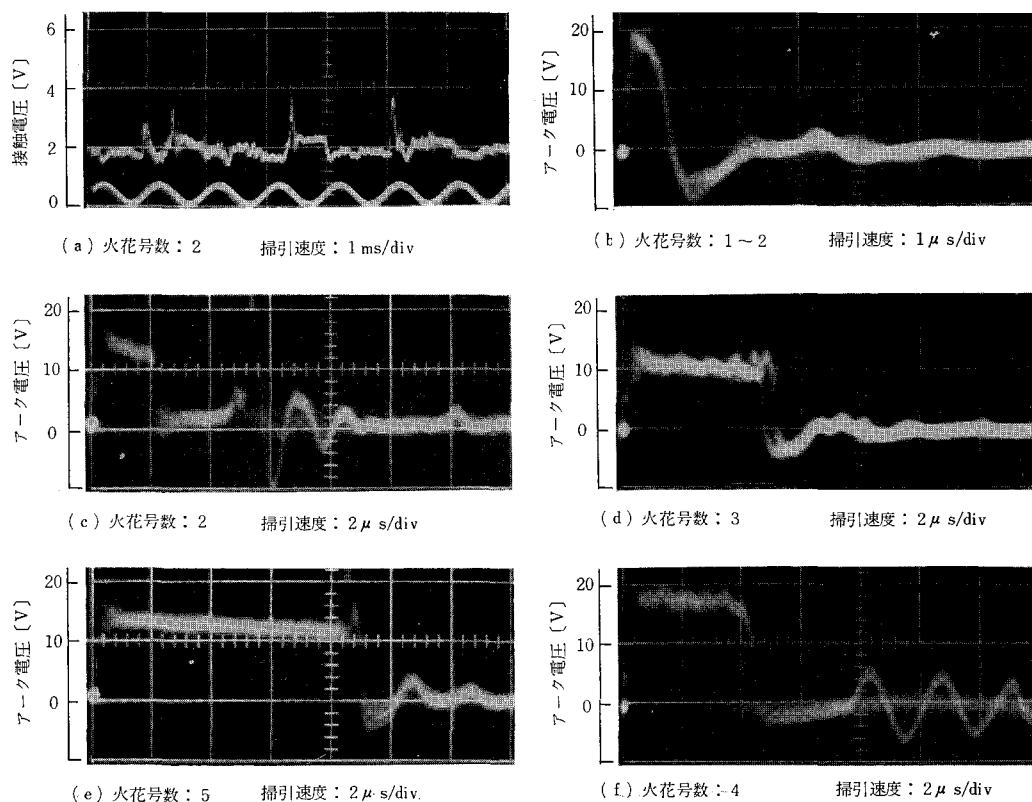


図-9 ブラシ接触電圧降下およびアーク放電波形

実験 1. アーク放電時間と火花号数

火花放電波形 目測火花号数に対する火花放電波形のオシログラム例を図-9に示す。全整流周期の電圧降下波形は(a)図のようで、ブラシ後端の電圧尖頭値が約3.2Vを越えると2~3号火花が目測される。このとき早い掃引とすると(b), (c)図のような短いアーク波形が得られる。(d)図および(e)図は3号および5号火花のアーク放電波形である。(f)図はブラシ負極性アーク放電波形で、正極性の放電電圧が約12Vであるのに対し、約18Vの放電電圧を示し、アーク消滅時の電圧ピークのないのが特徴である。

火花号数とアーク放電時間 図-8(b)の模擬回路についてのアーク放電時間算定式は(24)式から次式となる。

$$t_a = \frac{2LI_c}{V_a - V_0} = \frac{2LIy_c}{V_a - V_0} \quad (32)$$

測定は試験機1によって行ない、模擬回路図-8(b)の L , I および回転数を変え、各測定につき十分に予備摺動を行なった後、オシロスコープにより得られた火花波形より t_a を求めた。その結果を図-10~図-13に示す。

(1) 火花号数 s とアーク放電時間 t_a との関係は、一つの測定に対しては滑らかな曲線となる。 $s=2\sim4$ の範囲で、 $(s-1)\propto t_a^{1/n}$, $s=5\sim8$ の範囲で $(s-1)\propto t_a$ とみることができる。一方(10)式, (31)式から、 $I_a\propto t_a$, $I_a\propto W_a^{1/2}$ であるから

$$(s-1)^{2n}\propto W_a \quad s=2\sim4 \text{ の範囲}$$

$$(s-1)^2\propto W_a \quad s=5\sim8 \text{ の範囲}$$

の関係が知られる。 n の値については、より定量的測定により求めなければならないが、測定結果から $1\leq n\leq 2$, 平均1.46を得た。すなわち極端に火花が大きい範囲ではアーク・エネルギーは火花号数の3乗に、とくに火花の大きいときは火花号数の2乗に比例することがわかる。火花の実害もこれに比例するものと考えられる。

表-1 火花号数とアーク放電時間および y_c の値

火花号数 s	整流コイル インダクタンス $2L$ [μH]	ブラシ電流 I [A]	アーク放電 時間実測値 $t_{a,m}$ [μs]	$\frac{2LI}{V_a - V_0}$ [ms]	アーク放電 開始短絡電流 $y_c = i_c/I$	アーク放電 ブラシ極性
8	602	10.5	60	0.35	0.17	正
8	470	12.0	37	0.31	0.12	"
8	602	5.8	41	0.29	0.14	負
8	602	4.4	13	0.15	0.09	正
8	565	12.0	60	0.57	0.11	負
8	602	9.4	42	0.47	0.09	"
7	340	12.0	45	0.23	0.19 ₅	正
7	240	12.0	25	0.24	0.19 ₆	負

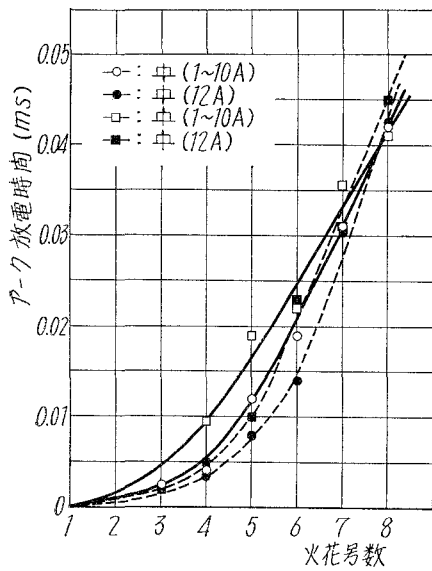


図-10 火花号数とアーク放電時間
整流子面: 銅色
回転数: 360 rpm

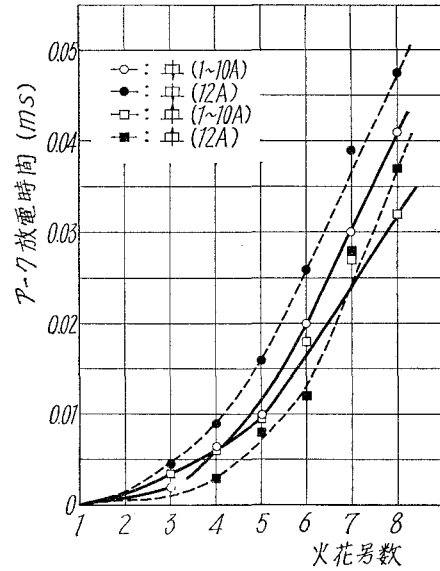


図-11 火花号数とアーク放電時間
整流子面: 銅色
回転数: 360 rpm

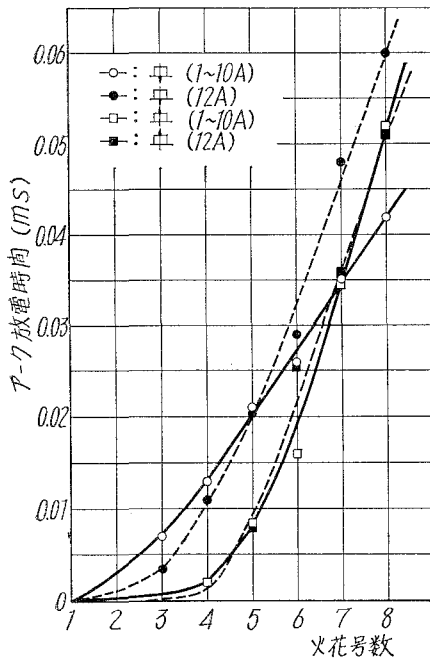


図-12 火花号数とアーク放電時間
整流子面: 黒化
回転数: 360 rpm

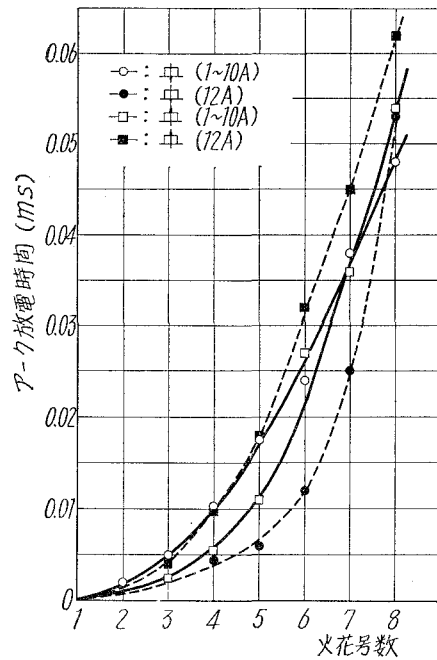


図-13 火花号数とアーク放電時間
整流子面: 黒化
回転数: 900 rpm

(2) 同じ火花号数について回転数の低い方が t_a が大きい。ブラシ摩耗が接触面中央へ進むと火花号数が小さく観測され、また黒化した整流子面の場合 t_a が大きくなる傾向がみられた。

(3) アーク放電時間 t_a の実測値と (31) 式を用いて計算すると、アーク開始電流値の概算を行なうことができる。すなわち t_a の実測値を t_{am} とすると

$$y_c = \frac{i_c}{I} = \frac{(V_a - V_0) t_{am}}{2LI}$$

である。アーク電圧を正ブラシで 13 [V]、負ブラシで 19 [V] として計算した結果を表-1 に示す。 I_a は I (4~12 A) の 10~20% であることが知られる。

実験 2. 火花号数と整流子表面アラサとの関係

火花号数と火花の実害との関係を整流子表面のアラサにより求めた。すなわち整流子表面アラサ計により測定し、火花号数との関係を求めた。表面アラサは最大高さ H_{max} にて表わす。測定はまず整流子表面にサンドペーパーをかけ、引続き草砥をかけ、それから 50 時間摺合せをした後実験を始めた。また一つの実験についてほぼ 40 時間摺動を続け、次の実験は前の実験の面をそのまま用いた。実験中火花号数が大きくなるにつれてセグメントの出口側より次第に黒化が進み、8 号火花の時にはセグメントの幅の半分

に及ぶものが出た。実験の摺動条件を表-2 に示す。測定位置 F, M, B は図-14 に示す整流子片上の測定位置を表わし、M は中心、F および B は整流子片入口および出口端より 0.5 mm はなれた所を示す。表-2 および図-15 中の IF, IIM, IIIB などの I, II, III

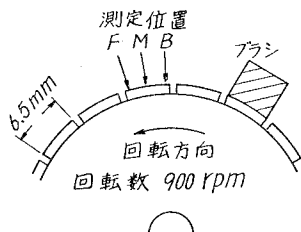


図-14 表面アラサ測定位置

表-2 火花号数とブラシ-整流子摺動条件

火花号数	電 流 I [A]	インダクタンス L [μ H]	摺動時間 [hr]	測定位置	図中の表示
1I	0	0	0	F, M, B	———
1II	0	0	50	”	———
1III	1	19	40	”	———
1III	12	16	40	”	-----
2	1	204	40	”	———
2	12	21	40	”	-----
3	1	248	40	”	———
3	12	23	40	”	-----
4	1	—	40	”	———
4	12	33	40	”	-----
5	2	225	43	”	———
5	12	39	40	”	-----
6	28	231	40	”	———
6	12	51	40	”	-----
7	2.8	422	42	”	———
7	12	69	42	”	-----
8	2.8	602	40	”	———
8	12	128	28	”	-----

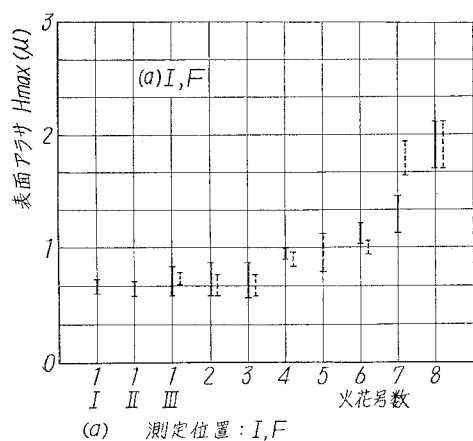


図-15 (a)

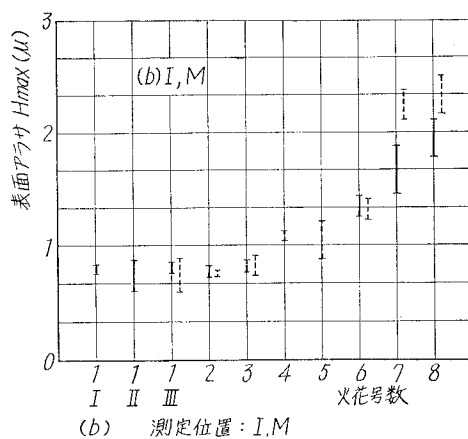


図-15 (b)

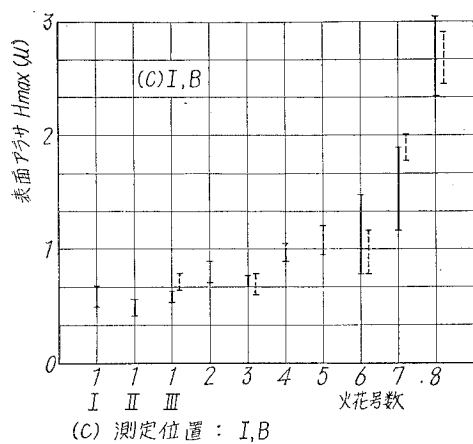


図-15 (c)

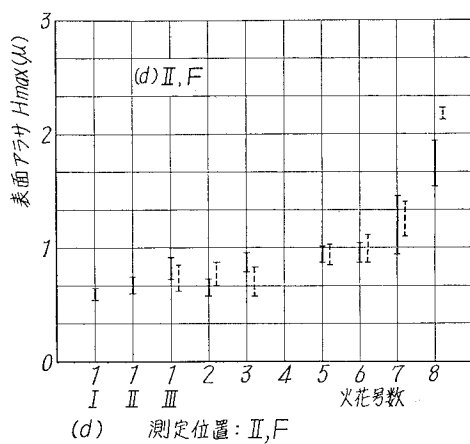


図-15 (d)

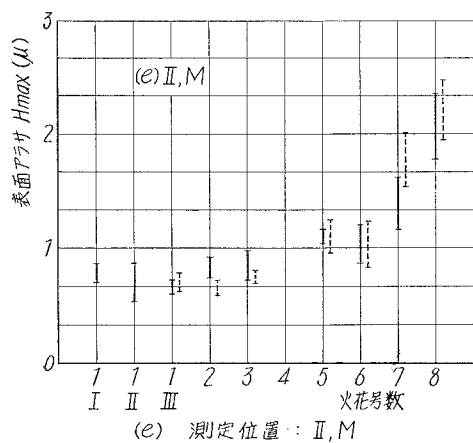


図-15 (e)

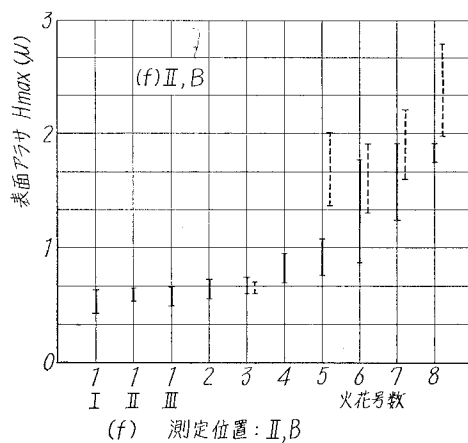
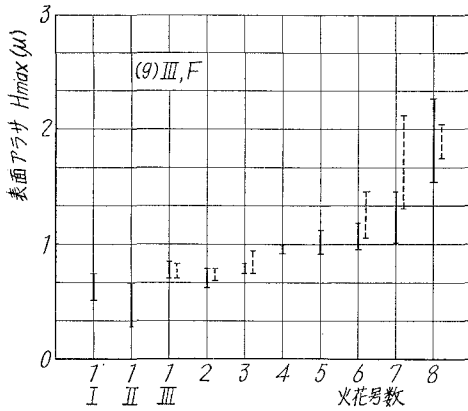
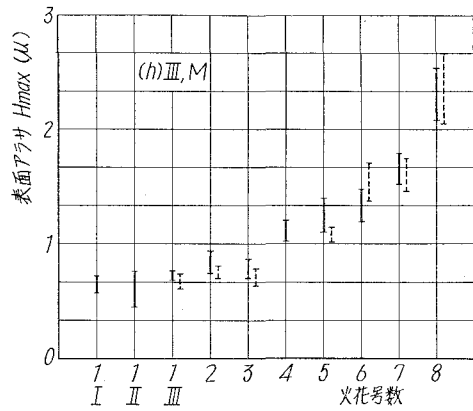


図-15 (f)



(g) 測定位置: III, F

図—15 (g)

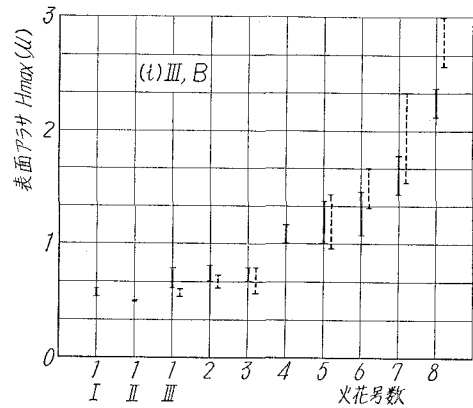


(h) 測定位置: III, M

図—15 (h)

は測定を行なった整流子片が異なることを示している。

測定結果を図—15(a)~(i)に示す。無火花状態すなわち火花号数1から火花号数3までは、表面アラサに差はなく $H_{\max} \approx 1.5 [\mu]$ である。3号火花まで火花の実害がないことが知られる。事実微小火花状態は整流子表面の適度な皮膜の成長をうながし、良好な摺動状態を得るという報告もある。火花号数が4号以上になると、火花号数の増加に対し表面アラサは放物線的に増加する。アラサはB, M, Fの順に大きく、8号火花状態では、B点で $H_{\max} \approx 2.7 [\mu]$,



(i) 測定位置: III, B

図—15 (i)

図—15 火花号数と整流子表面アラサの関係

M点で $H_{\max} \approx 2.3 [\mu]$, F点で $H_{\max} \approx 2.0 [\mu]$ となっている。図中アラサ値のばらつき表示 \longrightarrow は電流値小の場合、 \dashrightarrow は電流値大の場合であるが、電流大の場合の方がアラサ、ばらつき共に大きい傾向が見られる。

実験3. アーク放電継続時間とアーク発生限界リアクタンス電圧

IVにおいて導いたアーク放電時間算定式(30)は、基礎方程式を線形化していること、ブラシ振動など機械的な条件、主極回路など隣接短絡回路の効果などが明らかでない点に問題がある。これを検討するにはアーク電流初期値を算定する必要がある。

試験機2を用い、図—8(c)の等価整流回路を用いた。従って短絡コイル電流は I から $-I$ までの変化をする。実験方法は、スート系無含侵ブラシ ($12.5 \times 20 \times 32 [\text{mm}^3]$) を、0番エメリー紙で研磨した整流子に摺動させ、電流 $1 [\text{A}/\text{cm}^2]$ で40時間すり合せを行なった。室温は $22 \sim$

24 [°C], 湿度 70~80% 位であった。ブラシと整流子片 1 との間の接触電圧降下をシンクロスコープにて観測, 写真撮影し, アーク放電時間 t_a を求めた。各回路条件について 20~30 分の予備運転を行ない, 小火花の条件から大火花条件へと実験を進めた。簡単のため, ブラシ全面電圧降下 $V_0 = 2IR_b = 1$ [V] とし, アーク電圧 V_a は正ブラシの場合 13 [V], 負ブラシの場合 19 [V] として計算に用いた。回路条件は平均リアクタンス電圧 $e_r = 0.35$ [V] を基準とし⁸⁾, 回転数は 600, 800, 1,000 [rpm], 電流 $I = 10, 15, 20$ [A] のそれぞれの組合せについて, 整流コイルのインダクタンスを $L = 2 \sim 20$ [μ H] に変化させた。各条件につき火花号数を記録し, 平均 5 枚のアーク電圧波形の写真撮影を行なった。また試験機にはオシロ観測用同期装置が附されており, 肉眼によるアーク放電時間平均値の測定も行なった。

図-16 は平均リアクタンス電圧と火花号数との測定例である。無火花リアクタンス電圧は 1.8~

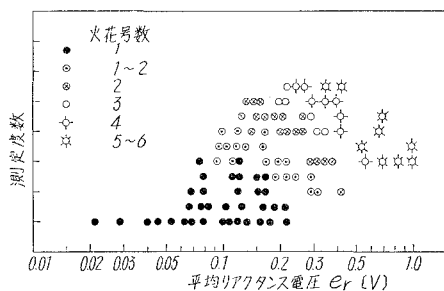


図-16 リアクタンス電圧と火花号数

2.0 [V] 以下である。2.0 [V] 以下に 2, 3 号火花の発生が以外に多いが実験期間中の条件が一樣でないことによるものであろう。2, 3 号火花は加熱火花および接触開離時の電圧振動の電圧ビークがわずかつぶれるような放電が多く, 一般に火花電

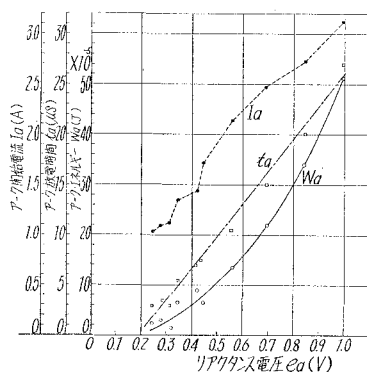


図-17 リアクタンス電圧と整流火花諸量

圧 0.2~0.3 [V] の値では t_a , I_a , W_a とともに小さく, ばらつきが多い。これからリアクタンス電圧 0.3 [V] 以上はアーク放電を生じ, 火花の実害を増すことが知られる。

表-3 に測定条件および諸量の値を示す。試験機 2, 回路 (c) の場合 y_c は

$$y_c = \frac{V_a - V_0}{LI} t_a - 1$$

である。これからアーク電流初期値は $I_a = I(1 + y_c)$ で得られる。 y_c の値からアーク電流初期

値は電機子回路電流 (5~10 A) の 10~30% の値で分布していることが解る。アーク・エネルギーは 2 号火花から 7 号火花へ $2 \times 10^{-5} \sim 50 \times 10^{-5}$ [joule] と大きく変わり、アーク電力は I_a と同様に 10~30 [W] と変化する。アークの極性による放電の差異は、放電電圧が異なることから推測されるが、実験から明確な結果は得られなかった。

表—3 アーク放電時間とアーク電流初期値

ブラシ電流 $2I$ [A]	インダクタンス L [μH]	回転数 n [rpm]	リアクタンス電圧 e_r [V]	火花号数	アーク放電時間 $t_{a,m}$ [μs]	アーク放電電流初期値		アーク・エネルギー E_a [10 ⁻⁵ J]	アーク放電 ブラシ極性
						y_c	I_a [A]		
20	11.1	800	0.213	1	—	—	—	—	正
10	21.7	800	0.217	1	—	—	—	—	負
10	26.0	800	0.248	2	3	-0.792	1.04	2.80	負
20	16.6	800	0.316	2~3	3	-0.891	1.09	1.96	正
10	29.4	800	0.280	3	3.5	-0.786	1.07	3.37	負
10	36.5	800	0.348	4	5.5	-0.728	1.36	6.73	負
20	22.8	800	0.434	3~4	6.5	-0.829	1.71	6.66	正
10	44.0	800	0.419	5	7.0	-0.712	1.44	9.06	負
20	29.4	800	0.560	5	10.5	-0.786	2.14	13.5	正
20	36.5	800	0.695	6	15.0	-0.753	2.47	22.2	正
20	44.0	800	0.838	7	20.0	-0.727	2.73	32.8	正
20	52.0	800	0.990	7	27.0	-0.688	3.12	50.6	正

VI. 結 言

直流機の整流火花をその実害度の点から検討し、火花の正当なる評価を得るため、整流火花エネルギーの算定が必要である。そのためアーク放電時間の一算定式を提案し、放電電流初期値について実験を行なった。また整流火花の実害度の検討をも合せて行なった。

まず整流火花の強さを表わす火花号数に注目し、火花号数とアーク放電時間、および整流子表面アラサとの関係を求める実験、火花発生限界条件の実験などを行ない次の結果を得た。

- 1) 火花号数とアーク放電時間との間には滑らかな放物線の関係があり、それから

$$s = 2 \sim 4 \text{ の範囲で } W_a \propto (s-1)^3$$

$$s = 5 \sim 8 \text{ の範囲で } W_a \propto (s-1)^2$$

の関係がある。火花の実害はこの W_a に比例すると考えられる。

- 2) 火花号数と整流子表面アラサの関係は火花号数が増すと急激にアラサを増す。火花号数とアーク・エネルギーの関係が整流子の荒損度としてあらわれている。

- 3) 整流子表面アラサ測定の結果から、2~3 号火花による火花の実害はみとめられない。この程度の火花状態を完全無火花とする過度の努力をはらう必要はないと考えられる。しかし

4~5号火花以上では急激に実害度を増す。

4) アーク放電時間の実測値とアーク放電時間算定式とから、アーク放電電流初期値がえられる。アーク放電電流初期値は、火花号数2~3で約1[A]、火花号数4~5で約1.5~2[A]、火花号数6~7で2.5~3[A]の値であった。

5) アーク放電時間はリアクタンス電圧にほぼ比例して増加し、アーク電流初期値およびアーク電力はリアクタンス電圧0.2~0.3[V]で急激に増加する。アーク・エネルギーはリアクタンス電圧に対し放物線的に増加する。

6) 目測による無火花限界平均リアクタンス電圧 e_r は0.25~0.3[V]であり、この時の火花電圧は3.2~4[V]である。また接触開離時に最初の電圧振動半波のピークで放電する場合もある。

7) 整流回路のエネルギーについて考察を行ない、アーク放電時間算定式を導びいたが、隣接短絡回路の効果等について実験による検討を進める必要がある。またブラシと整流子のすり接触特性は整流特性を左右するものであって、機械的特性の改良、ブラシおよび整流子の材質、すり接触面の通電機構の研究などを同時に進める必要がある。

終りに、本研究の一部は著者らの一人が北海道大学工学部在職中に行なったものであることを付記し、当時懇切なる御指導を賜った故林邦雄教授に謝意を表します。また日ごろ御指導頂いている、北海道大学工学部内藤正木教授、本学電気工学科織笠教授ならびに電気、電子両工学科教官各位に感謝の意を表します。

(昭和44年4月30日受理)

使 用 記 号

- c : 整流起電力基準化値
- E_f : 主極回路電源起電力
- E_c : 整流起電力
- i : 整流コイル電流
- i_f, i_r : 主極回路、電機子回路電流変化分
- i_{1a} : アーク放電電流 ($i_{1a} = I + i_a$)
- I_a : アーク放電電流初期値 ($I_a = I + i_c$)
- I : 電機子回路電流
- L : 整流コイル自己インダクタンス
- L_c : 整流コイル実効インダクタンス
- L_f, L_r : 主極回路、電機子回路の自己インダクタンス
- M_f, M_r : 整流コイルと主極回路、電機子回路間の相互インダクタンス

- R, R_f, R_s : 整流コイル, 主極回路, 電機子回路 (負荷を含む) の抵抗
 R_b : ブラシ全接触抵抗
 r : 平均リアクタンス電圧基準化値
 s : 整流火花号数
 t_a : アーク放電時間
 $t_{a,m}$: アーク放電時間実測値
 T : 整流周期
 v_1, v_2 : ブラシと整流子片 1, 整流子片 2 間の接触電圧降下
 v_{1R} : ブラシと整流子片 1 間の接触電圧降下基準化値
 V_a : アーク放電電圧
 V_c : 整流子周速
 W_a : アーク放電エネルギー
 W_c : ブラシ幅
 x : 整流周期で基準化した時間
 y : 整流コイル基準化電流
 x_1 : アーク放電開始時の x
 y_c : アーク放電開始時の y

文 献

- 1) 電気学会電気規格調査会標準規格, JEC-54, 20 (昭 29).
- 2) 稲垣純平: 炭素 (31), 13 (1962).
- 3) Holm, R: AIEE Trans., Pt. III (Pwr. Apparatus and Syst.) **77**, 1124 (1958).
- 4) 稲垣純平: 電気学会雑誌, **84-1**, 13 (1964).
- 5) Binder, K: Elektrotech Z. (E.T.Z)-A, **81**, 558 (1960).
- 6) Holm, R: AIEE Trans., Pt. III (Pwr. Apparatus and Syst.) **81**, 588 (1962).
- 7) Diehl, J. E: AIEE Trans., Pt. III (Pwr. Apparatus and Syst.) **81**, 1348 (1962).
- 8) 稲垣・伊東: 東芝レビュー, **16**, 1131 (1961).
- 9) 林・内藤: 電気学会雑誌, **79**, 714 (1959).
- 10) 松田敏彦: 室工大研報, **4** (2), 143 (1963).
- 11) 林・内藤・松田: 電気四学会連大講演論文集, 618 (1961).
- 12) 乙武・玄地: 電気学会雑誌, **79**, 714 (1959).
- 13) 宮地邦夫: 電気学会雑誌, **82**, 807 (1962).
- 14) Turner, M. J. B., et. al: Proc. IEE, **113** (8), 1376 (1966).
- 15) Holm, R: Electric Contacts, 283 (Springer-Verlag, 1957).
- 16) Olney, F. D: AIEE Trans., **69**, 1207 (1950).
- 17) NEM ブラシ試験規格: CBI-1951, AIEE, No. 504 (1953).
- 18) 炭素材料研究会: 炭素, No. 15, 132 (1954).
- 19) 宗宮・上木・大久保: 炭素, No. 33, 28 (1962).

陽極酸化によるシリコン酸化膜の生成と性質

南条 淳二・野村 滋・原 進一

The Growth and Properties of Anodic Oxide Films on Silicon

Junji Nanjo, Shigeru Nomura and Shin-ichi Hara

Abstract

The anodic oxidation of silicon in the mixtures of boric acid and sodium tetraborate solutions was performed using constant current method. The conditions and apparatus for anodization are described. The several properties of the oxidized films, such as the thicknesses, etch rates and porosities have been determined and compared with those of silicon dioxide films grown thermally and in other solutions. The quality and uniformity of the anodic oxide films were found mainly to be dependent on the current density and the concentration of the electrolyte.

I. ま え が き

最近のシリコンを基板とした半導装置の開発は目覚ましく、その最たるものは集積回路(通常 IC と略称されている)であり、本学に納入された表面電離形質量分析計にも、磁場の走査速度の変換の回路に用いられている。シリコンの酸化膜は、多くの電子装置、特に IC の製造過程において、拡散技術およびエピタキシャル成長技術とともに本質的に重要な役割を果たしている。最も主要な働きは、プレーナ技術と関連して基本的な、不純物拡散に対するマスク作用である。また半導体装置や IC の性能を向上させ、信頼性を高める要因となった表面の不活性化および保護作用も重要である。シリコン酸化膜は良質の絶縁物でもあるので IC の表面で種々の部品を配列する際、部品相互間の絶縁分離に使用されている。さらにその誘電的な性質はコンデンサーの形成に用いられ、金属-酸化物-半導体 (Metal-Oxide or Insulator-Semiconductor より MOS あるいは MIS と言われる) 形の素子や装置の構成要素となり、能動素子、受動素子の作製に役立っている。本論で述べる陽極酸化膜では、この他に拡散層の不純物密度分布の測定の際の表面薄層研磨の手段や陽極酸化中、酸化膜に故意に不純物を含ませ、その酸化膜を拡散源として用いるなどの働きを持たせることができる。

シリコン酸化膜の形成には、熱酸化法¹⁾、気相成長法²⁾、熱分解法³⁾、HF-HNO₃ 系蒸気⁴⁾による方法、光酸化⁵⁾、プラズマ中で有機珪酸化合物をイオン衝撃する方法⁶⁾、SiO₂ 蒸着膜⁷⁾、陽極酸化⁸⁾ 等いろいろな方法がある。半導体装置の表面安定化や MOS トランジスタなどの絶縁膜の作製に最も一般的に用いられているのは、このうち熱酸化である。酸化膜の生成過程⁹⁾ か

らみると、シリコン自体が酸化して成長するものと、シリコン酸化物をシリコン上あるいは他の基板上に堆積させるものがあることになるが、前者の方法により得られる酸化膜の方が良質であり再現性の点でも優れている。この方法に相当するものが熱酸化法であり、陽極酸化法である。熱酸化法では昨年我が国で、日立製作所の徳山氏のグループがすぐれた低温表面安定化 (Low Temperature Passivation の略として LTP 技術と言われている) 技術¹⁰⁾を開発した。しかしこの技術においても尚数百度の加熱処理を必要とする。酸化膜の高温成長では、長時間加熱のため不純物が凝積したり、偏析したり、また酸化膜とシリコン基板 (バルク) 界面の熱膨張係数の差による不可避的な熱的歪があって、長期表面安定性からも好ましくない。酸化膜質の評価は物理的および化学的性質¹¹⁾によって行なわれるが、それらには、構造、化学量論性、密度、有孔性、歪、反射係数および表面不活性効率などがある。一方 MOS 装置などでは酸化膜は能動領域となるので、絶縁耐圧、ならびにシリコン-シリコン酸化膜界面の表面単位密度などの電気的な性質も重要である。

陽極酸化法は反応がほとんど室温附近で行なわれるので、熱酸化法のような熱的な歪やその他の欠点が導入される可能性が少ない。しかし現段階では、膜厚が得られないことや、膜中に小さな孔 (ピンホール) が出来てしまうなどの困難性を含んでいるため、ほとんど用いられていない。

本論文では、未だ陽極酸化に関する研究が少ないことと、原理的には熱酸化と同質の酸化膜が得られる可能性があることなどの点から、室温附近で質の良いシリコン酸化膜を得ることを試み、膜質の評価で問題とされているピンホールの発生機構を、種々の実験条件の下で調べ、さらに酸化機構の検討と合せて、厚膜を生成させる方法や技術の開発を目的としたなかで、膜質に関する要因と思われる成長条件について一連の結果が得られたので報告する。

陽極酸化は電解液中でシリコン基板に正電圧を加えて陽極とし常温で酸化膜の形成を行なうのであるが、*p* 形 Si では容易に酸化が起こるが、*n* 形 Si の場合には陽極酸化の電流が *n* 形 Si の表面電位障壁に対して逆方向になるため、光を照射して Si-SiO₂ 界面に正孔を供給しないと酸化膜が生成されない。

これまで用いられている電解液としては、HNO₃、H₃PO₄、N-メチルアセトアミド溶媒に 0.04 N の KNO₃ を溶かした溶液、エチレングリコールに 0.04 N の KNO₃ を溶かしたもの、テトラヒドロフルフリルアルコールに、NaNO₂ や HNO₃ あるいは H₄PO₄、NH₄NO₃ などを少量 (数 % から十数 % まで) 溶かした溶液、および硝酸に 4 硼化ナトリウムを混合した溶液などが報告されている。それぞれの場合のフォーミング電圧や、生成された膜の屈折率、腐食速度などが調べられ、現在では N-メチルアセトアミドに 0.04 N の KNO₃ を溶かした溶液中で生成された酸化膜の質が最も良いようである。

筆者らは初め、不純物を拡散した拡散層中の濃度分布を測定するために、拡散層を表面よ

り少しづつ研磨する手段として陽極酸化を行なった。その過程において均一な酸化膜を得る条件を求めていくうちに、さらに質の良い酸化膜を得る方法へと発展させた。用いた電解液は、硼酸と4硼化ナトリウムの混合液で、膜厚と酸化時間、溶液濃度、電極電位との関係、酸化時間、溶液濃度、電流密度とピンホール密度の関係等を求めた。またN-メチルアセトアミドと KNO_3 の溶液で生成した酸化膜、および熱酸化により得られた酸化膜との比較を行ない、膜質に及ぼす種々の要因およびピンホール生成の機構について検討した結果を以下に記述する。

II. 実験装置および方法

1. 試料及び作製

陽極酸化に用いた試料は p 形の単結晶Siで、比抵抗が $0.5 \sim 1.5 \Omega\text{-cm}$ のもので、これを $5 \times 20 \times 0.8 \text{ mm}^3$ の丹冊状に切り出し、はじめカーボランダム $\#1500$ で研磨し、次いで、 $\#2000$ で最終試料の厚さを 0.6 mm になるようにした。これを超音波洗浄した後、硝酸、弗酸、酢酸の容積比が $4:2:1$ の混合液で、ラッピングによる加工層が除去されるまで化学研磨(エッチング)を行ない鏡面仕上げとし、酸化に用いた。試料の結晶面は、酸化膜の生成が(111)面になるように選んだ。

陽極酸化のための電極付けは、はじめ、ラッピングしたSiを無電解ニッケルメッキをしリード線を付ける試料の一方の端部をピセインで覆って、上記の $\text{HNO}_3:\text{HF}:\text{CH}_3\text{COOH}$ の混合液でエッチングし、その後トリクレンでピセインを除去し、ニッケルメッキが残っている部分に半田付けによりリード線を取り付けた。しかしこの方法では、リード線付けに時間がかかること、および酸化前の試料が汚染される可能性が大きいことから好ましくないので、Fig. 1に示すような試料をはさむ電極構造にした。この時SiとHgとの接触状況はFig. 2に示す電流-電圧特性を有していた。この特性の測定のSiの他端はニッケルを無電解メッキし、半田付けを行ないオーミック接触とした。後に述べるように陽極酸化は定電流法によって行なっているので、この電極部分の電圧降下は実験結果にほとんど影響はない。実際には電解液が試料表面をはい上がる現象(クリーピング)があり、SiとHgの間にこの液が入らないようにする

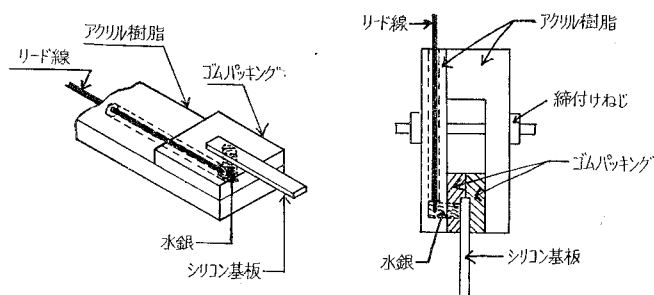


Fig. 1. Electrode Assembly.

工夫の方が問題であった。我々は Fig. 1 の如く、この点はゴムパッキングを適当に入れることにより解決した。

2. 電解液とその準備

酸化に用いた電解液は初期の目的が不純物拡散層の薄層研磨にあったことから、主に、硼酸と 4 硼化ナトリウムの混合液を使用した。硼酸および 4 硼化ナトリウムは市販 1 級のもので、これをそれぞれ、0.05 規定から、0.1, 0.3, 0.5 規定まで、秤量し、脱イオン水に溶かし所定の濃度の溶液とした。従って、0.1 規定溶液というのは、0.1 規定の硼酸と 0.1 規定の 4 硼化ナトリウム溶液の混合液を意味する。濃度が高い溶液の場合室温では溶質が析出したり、完全に溶けないので、その場合には液温を外部からアルコールランプで除熱し上昇させ、酸化も除熱しながら行なう方法をとった。

一方 N-メチルアセトアミド溶液に KNO_3 を加えた溶液中でも酸化を行なったが、N-メチルアセトアミドは室温では針状の結晶であり、融解するためには室温以上に加熱する必要がある。我々は Fig. 3 に示す如く容器の外側に細いヒーターを巻き、これに電流を流すことによって融解し、これに 0.04 N に調合した KNO_3 溶液を加え合わせた。N-メチルアセトアミド溶液と、0.04 N の KNO_3 溶液との混合比は 30:2, 30:3, 30:4 の三種の溶液とし、それぞれの溶液で酸化を行なった。

3. 陽極酸化方法

陽極酸化は Fig. 3 に示される回路により、陽極に Si、陰極に白金板を用い、電解液 70~80cc 中に入れて、定電流法によって行なった。溶液は一般には室温に保たれたが、濃い、硼酸溶液や N-メチルアセトアミド溶液の場合は外部より液温を暖めて用いた。酸化時の電圧は Pt 電極と Si 電極との間の電圧（フォーミング電圧と呼ぶ）(Fig. 3 で ①の接続) および甘こう電極と Si 電極との間の電圧 (Fig. 3 ②) を測定した。甘こう電極を用いたのは Pt 電極による電圧降下を求めるためのものである。

4. 測 定

陽極酸化は硼酸+4 硼化ナトリウム溶液で 0.1 規定, 0.3 規定, 0.5 規定のもとで、また N-メチルアセトアミド+0.04 N 硝酸カリウム溶液では容積比が、30:2, 30:3, 30:4 の三種の溶

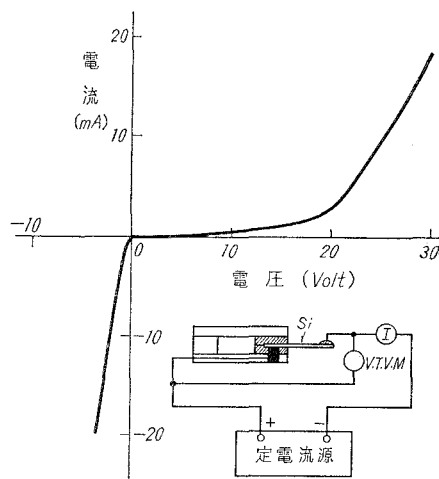


Fig. 2. V-I characteristic.

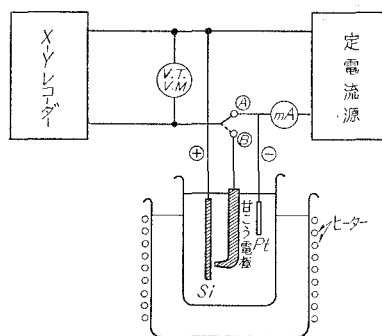


Fig. 3. Circuit Diagram of Anodization.

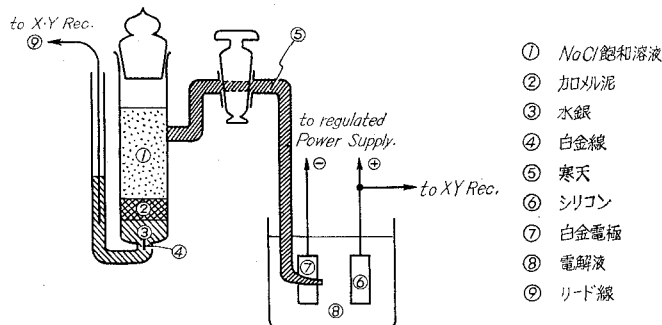


Fig. 4. 甘 こう 電 極

液中で、それぞれ電流密度を 3 mA/cm^2 , 5 mA/cm^2 とし、ある場合にはさらに 10 mA/cm^2 とし酸化膜が形成された。酸化時間は 10 分から 100 分の間で行なわれた。酸化膜形成の間は、Si 電極と Si 表面近くにおかれた甘こう電極との電位、および白金板との間の電圧を真空管電圧計で測定すると同時に、X-Y レコーダーに記録した。陽極酸化後の試料は脱イオン水で洗浄した後試料の一部をピセインで覆い、HF 中で酸化膜の一部を除去し、その後ピセインをトリクレンで除去して、酸化膜のある領域とない領域をもった試料とし、これにアルミニウムを真空中で蒸着し、試料の凹凸を利用して干渉顕微鏡により干渉縞を生ぜしめ、その縞のずれの本数より酸化膜の厚さを決定した。このようにして、酸化膜厚と酸化時間、電流密度、溶液濃度の関係を求めた。また膜厚測定以前に、試料の一部を切り出しておき、これを二段プリカ法によって酸化膜表面の電子顕微鏡観察を行なえるようにした。酸化膜の表面構造、特にピンホールの観察は微分干渉金属顕微鏡および電子顕微鏡により表面写真を撮影し、その写真によりピンホール密度を計算し、構造や表面状態と合わせて検討した。屈析率は酸化膜の一部を除去した試料でアルミニウムを蒸着しない場合の干渉縞のずれの大きさと、蒸着した場合のずれの大きさとの両方の値を用いて求めた。一方赤外分光測定は $10 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$ の大きさの別の Si ウェーハーを同一条件で陽極酸化し、反射法によって吸収特性を測定し、酸化膜の構造と酸化条件との関連を検討した。

III. 実験結果および考察

1. 陽極酸化時間と生成酸化膜厚との関係

第 3 図に示す回路の如く Si を陽極とし、白金 (Pt) 板を陰極とし、電解液の種類、濃度を変えた溶液中で酸化を行なった結果を以下に述べる。電解液としては、硼酸 (H_3BO_3) と 4 硼化ナトリウム ($\text{Na}_2\text{B}_4\text{O}_7$) の混合液および、N-メチルアセドアミド (N-MA と略記する) と 0.04 N の KNO_3 の混合液を用いたので、それぞれの場合の結果について、はじめに報告する。硼酸と 4 硼化ナトリウム ($\text{H}_3\text{BO}_3 + \text{Na}_2\text{B}_4\text{O}_7$) 溶液の 0.1 規定, 0.3 , 0.5 N の溶液中で電流密度を、

3 mA/cm², 5 mA/cm² の定電流のもとで生成した酸化膜の厚さと酸化時間の関係が Fig. 5 から Fig. 9 まで示されている。この結果は、ある酸化時間で酸化を中止し、その時の酸化膜の厚さを測定し、別の時間の点は、新たに試料を用意し、またその時間まで酸化を継続し、膜厚を測定するという方法を取り、1つの測定に1つの試料を用いたもので、測定後の試料を再び酸化し、継続することは行なっていない。Fig. 5 に示さる電流密度一定で、溶液の濃度のみが変えられる場合は、膜厚のみに関しては、溶液 (H₃BO₃+Na₂B₄O₇) の濃度が薄いほど厚く成長する傾向

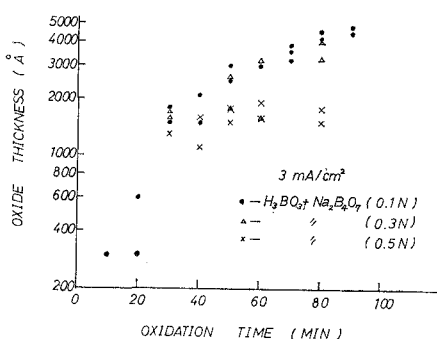


Fig. 5. Film thickness vs Time.

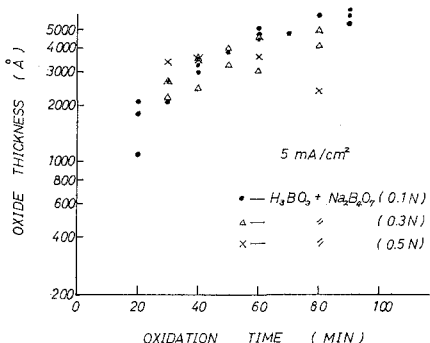


Fig. 6. Film thickness vs Time.

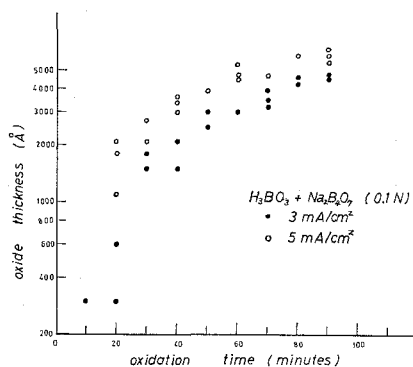


Fig. 7. Film thickness vs Time.

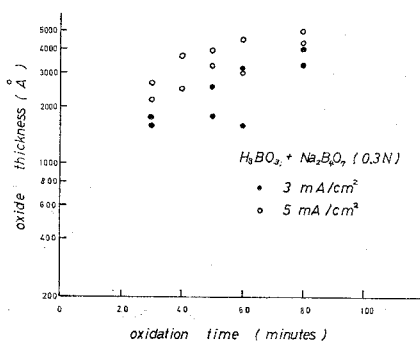


Fig. 8. Film thickness vs Time.

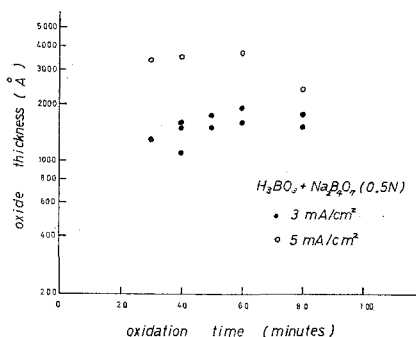


Fig. 9. Film thickness vs Time.

にある。これは Fig. 6 の電流密度が 5 mA/cm^2 の場合にもうかがえる。溶液の濃度の酸化膜の厚さに対する結果は薄い溶液ほど $\text{H}_3\text{BO}_4 + \text{Na}_2\text{B}_4\text{O}_7$ については厚くなることわかる。一方、この溶液での電流密度の変化は Fig. 7 から Fig. 9 に示されるごとく、いずれも 3 mA/cm^2 よりも 5 mA/cm^2 の方が厚い膜が生成されている。生成された膜厚を考えると、陽極酸化では原理的に厚い膜ができないことが推察されるのであるが、 4000 \AA から 5000 \AA という厚い膜ができる原因は酸化に寄与する電流がこの程度の厚さまで有効に存在することになり、それは

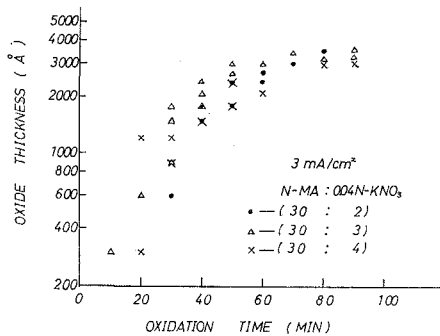


Fig. 10. Film thickness vs Time.

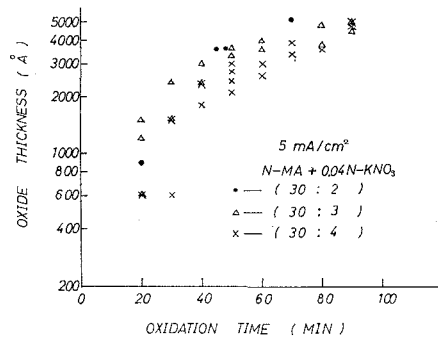


Fig. 11. Film thickness vs Time.

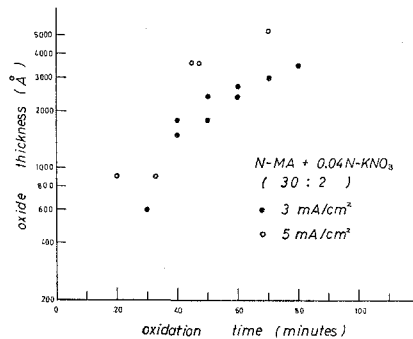


Fig. 12. Film thickness vs Time.

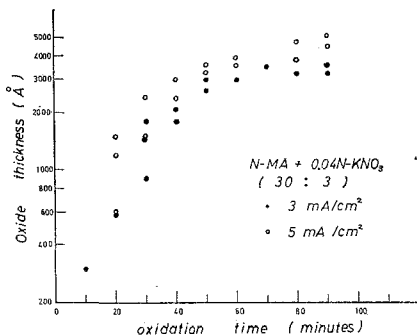


Fig. 13. Film thickness vs Time.

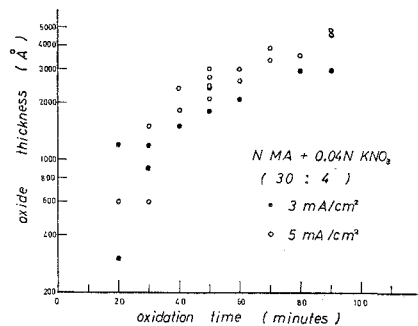


Fig. 14. Film thickness vs Time.

電流が流れることのできる過程、これは後に示す如くピンホールであると思われるが、があるので、厚いからと言って膜質が良いとは言えない。しかし、我々が用いた $\text{H}_3\text{BO}_3 + \text{Na}_2\text{B}_4\text{O}_7$ の溶液では、電流密度を増すほど、厚い膜が生成される結果が得られている。

次に溶液に、N-メチルアセトアミド+0.04 N KNO_3 を混合比で (30:2), (30:3), (30:4) の三つの種類を用い、電流密度をそれぞれの溶液で 3 mA/cm^2 、および 5 mA/cm^2 としたときの陽極酸化時間と酸化膜厚の関係の結果が、Fig. 10 から Fig. 14 までである。電流密度が、 3 mA/cm^2 の場合は溶液の混合比が (30:3) の場合に最も厚い膜が得られ、次いで、(30:2), (30:4) の順になっている。一方 5 mA/cm^2 の場合は Fig. 11 より 0.04 N- KNO_3 の濃度が薄いものほど厚い膜が生成される傾向にある。これは硼酸+4 硼化ナトリウム溶液の場合と同じ傾向になっている。N-MA+0.04 N KNO_3 溶液で 3 mA/cm^2 で生成した酸化膜は 5 mA/cm^2 に比べ、同じ酸化時間では薄いことが Fig. 10 と Fig. 11 を比較してわかる。このことから、酸化膜厚は溶液の濃度と電流密度が同時に影響し、その効果が合わさって左右されることが推察される。濃度を一定にしておき、電流密度のみを変えた場合の酸化膜厚と酸化時間の関係は Fig. 12 から Fig. 14 までに示されているが、この場合はいずれも、電流密度が大きい方が厚い膜が生成される。この結果は Fig. 7 から Fig. 9 までの硼酸+4 硼化ナトリウム溶液の場合と全く同一の結果になっている。

以上の結果より溶液の濃度、電流密度、酸化膜厚の関係を検討してみると、硼酸+4 硼化ナトリウム溶液では、0.1 規定で 5 mA/cm^2 で生成した酸化膜が最も厚く、0.5 規定で、 3 mA/cm^2 で生成した酸化膜が最も薄いことがわかる。一方、N-MA+0.04 N KNO_3 溶液では (30:2) 溶液で 5 mA/cm^2 で生成したものが最も厚く、(30:4) で 3 mA/cm^2 のものが最も薄い結果となっている。両者に共通していることは、濃い溶液中で低い電流密度で酸化すると余り成長せず、逆に薄い溶液で高い電流密度で酸化すると厚い膜が生成される結果となる。膜厚と質について、特に膜の密度を考慮すべきであるが、これは後述する。

2. 陽極酸化時間とフォーミング電圧の関係

一定電流で酸化膜を成長させると、膜が生成するに従って陽極と陰極との電圧が上昇してくる。酸化時間を定め、その時間に達した時、酸化を中止し、酸化膜の厚さおよび到達電圧を測定する。電圧は白金電極にかかる電圧を調べ、Si 電極の正味の電位を求めるため甘こう電極を用いて、Si と白金板、および Si と甘こう電極との間の電圧を測定してみた。しかし、白金電極による電圧降下はほとんど無視されることがわかったので、Si と Pt の間の電圧（これをフォーミング電圧と呼んでいる）を測定することにした。この電圧と酸化時間の関係を調べた結果は以下の如くである。

硼酸+4 硼化ナトリウムの溶液で、電流密度を 3 mA/cm^2 、および 5 mA/cm^2 とし、いろいろの濃度の溶液で酸化時間を決め、その時の到達フォーミング電圧を示したものが Fig. 15 お

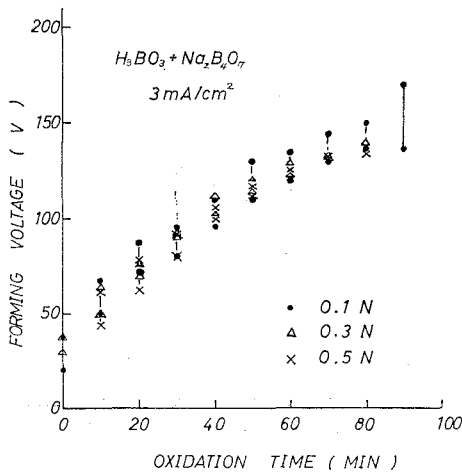


Fig. 15. Forming Voltage—Time.

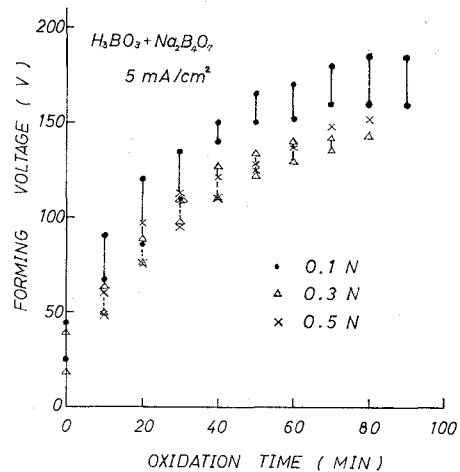


Fig. 16. Forming Voltage—Time.

よび Fig. 16 である。電流密度が 3 mA/cm^2 の場合は溶液濃度が異なっても、フォーミング電圧に余り差が現われていない。しかし薄い溶液の方がフォーミング電圧が大きくなる傾向が僅かながら認められる。一方 5 mA/cm^2 の場合は明らかに 0.1 N 溶液を用いた時、高い電圧まで達している。 0.3 N 溶液と 0.5 N 溶液では余り差が生じてなく、 3 mA/cm^2 の場合と類似している。次に溶液の濃度を一定に保ち、電流密度を変えた場合のフォーミング電圧を求めてみると Fig. 17 から Fig. 19 までの結果となる。この三つの図に共通に認められることは、いずれも電流密度が高いほどフォーミング電圧が高く、この傾向が酸化時間が長い方で、顕著であること、また酸化時間が短い所では、電流密度による差が少ないことがわかる。これは酸化の初期の過程は溶液濃度に依存せず、ある厚さ以上になると溶液の濃度が、酸化反応に寄与してくるものと思われる。フォーミング電圧が大きくなるのは、膜厚が大きいか、膜の比抵抗が大きいか、電流効率が大きいのかのいずれかの場合に相当する。膜厚に関しては、前述のように、電流密度が大きく溶液濃度が薄いと厚くなる傾向にある。このことと Fig. 17 から Fig. 19 までの結果とは一致している。すなわち電流密度が大きいとフォーミング電圧が高いのは膜が厚いためと思われる。一方電流密度が一定で溶液の濃度が異なる場合、 3 mA/cm^2 で電圧の差が明らかでないのは、この条件で出来る膜の

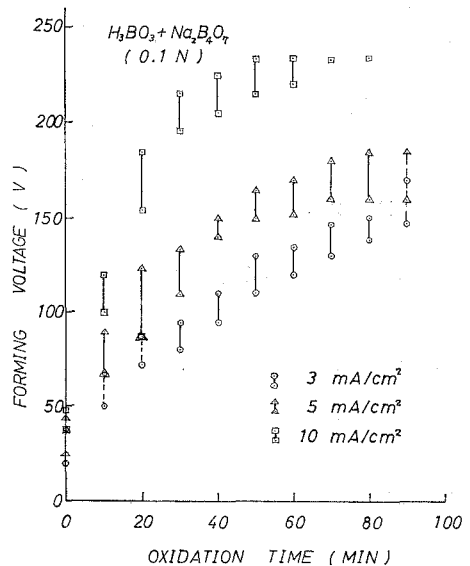


Fig. 17. Forming Voltage—Time.

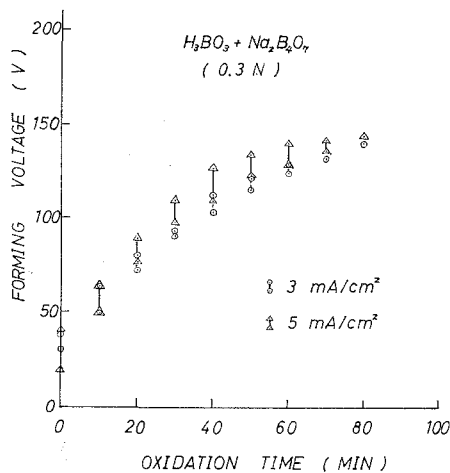


Fig. 18. Forming Voltage—Time.

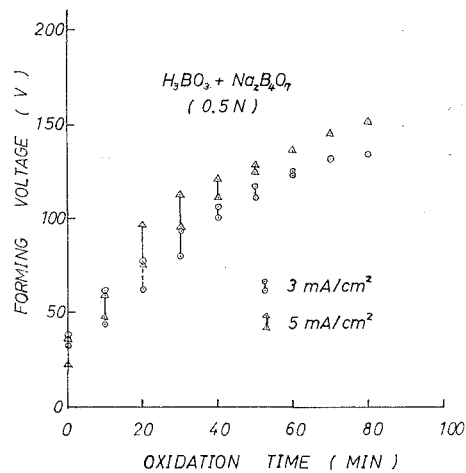


Fig. 19. Forming Voltage—Time.

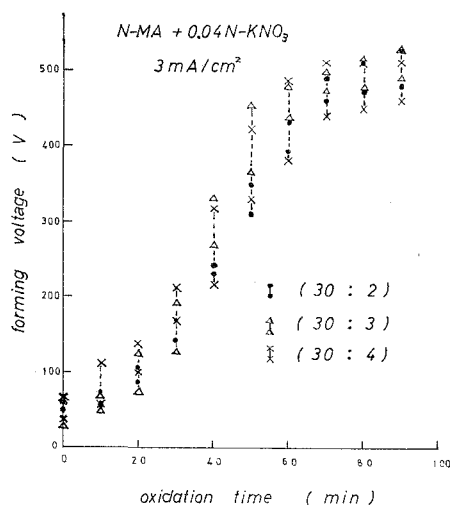


Fig. 20. Forming Voltage—Time.

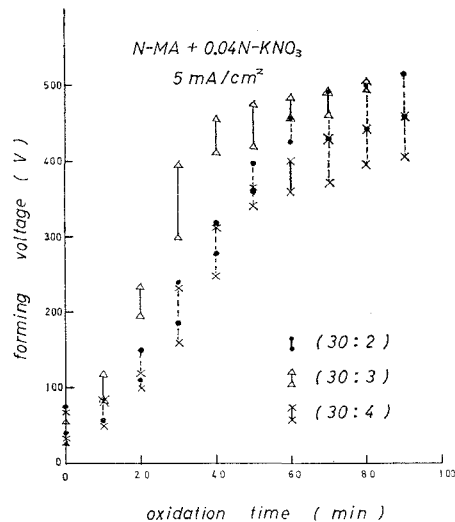


Fig. 21. Forming Voltage—Time.

質が異なり、比抵抗の異なる膜が出来ていると推定される。5 mA/cm²では生成される膜質が0.3 Nと0.5 Nとは異なるが、0.1 Nのものは、そのおのおのと余り異ならず、膜厚の差が電圧に現われたと思われる。

次に溶液の種類が異なった場合のフォーミング電圧を調べてみると、N-メチルアセトアミドナ0.04 N-KNO₃の場合 Fig. 20 から Fig. 24 までの結果が得られている。Fig. 20, 21 に示される電流密度一定で溶液の濃度のみが異なる時は、硼酸溶液で得られた結果とほとんど同様の傾向になっている。すなわち、3 mA/cm²ではフォーミング電圧に余り差がなく、薄い溶液が僅かに高い電圧を示すこと、また5 mA/cm²では(30:3)の溶液が特に高い電圧まで達してお

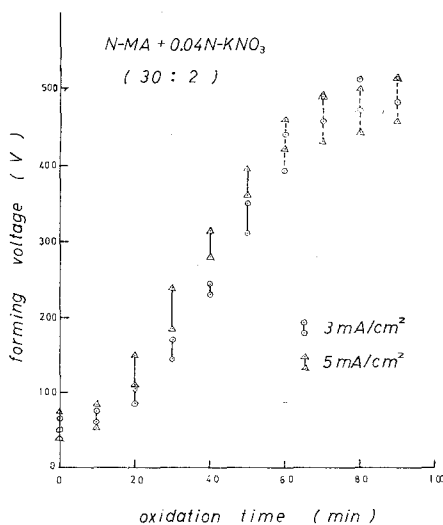


Fig. 22. Forming Voltage—Time.

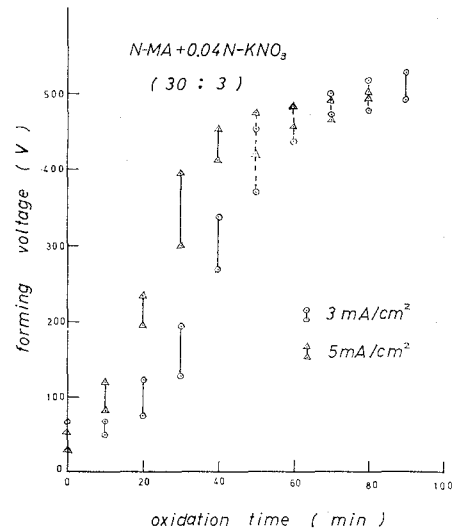


Fig. 23. Forming Voltage—Time.

り、他の溶液との違いは、Fig. 11 の膜厚を考慮すると、硼酸溶液の 0.1 N 溶液に相当し、厚い膜が生成されているため、この場合も膜の厚さがフォーミング電圧の値の高い原因となっていると思われる。一方、溶液濃度一定で、電流密度を変えた場合は、溶液濃度が (30:2), (30:3) の場合では、電流密度が大きいほど高い電圧を示し、これは酸化時間が短いところで顕著である。(30:4) の溶液および酸化時間が長いところでは電流密度に関係なく一定の電圧になる傾向がある。これは、N-MA 溶液では、最終的な膜の質は、どのような条件で酸化を行なっても同一になる傾向があり、膜厚もほぼ一定になるためと思われる。膜厚に関する結果も Fig. 10, 11 よりある酸化時間以上では膜厚に差がなくなってくる傾向を示しており、上の説明と合致しているものと思われる。

3. 膜厚とフォーミング電圧の関係

1. および 2. の結果よりフォーミング電圧と膜厚の関係を調べてみると、硼酸溶液の結果が Fig. 25, 26, N-MA 溶液の結果が、Fig. 27, 28 の如くである。硼酸溶液の場合、フォーミング電圧が小さく膜厚が大きい、N-MA 溶液はこの関係が逆でフォーミング電圧が大きく膜厚が小さい。これは溶液の種類が異なることによる顕著な差で膜質が全く異なることを意味してい

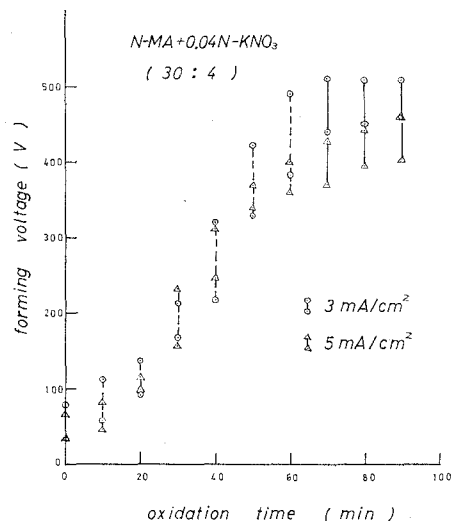


Fig. 24. Forming Voltage—Time.

と考えられる。同一溶液の場合は同じフォーミング電圧値における膜の厚さと、1ボルト当たり生成される膜の厚さ(図の傾斜)とが意味をもってくると思われる。硼酸溶液では、 3 mA/cm^2 より 5 mA/cm^2 の方が同じフォーミング電圧に対し膜厚が大きい。電流密度一定の

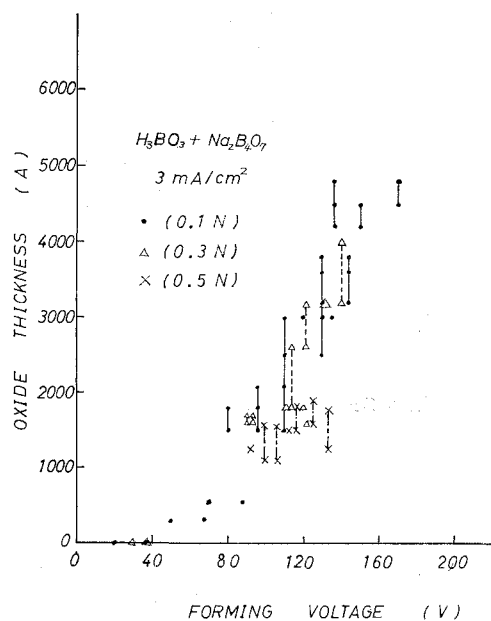


Fig. 25. Forming Voltage—Thickness.

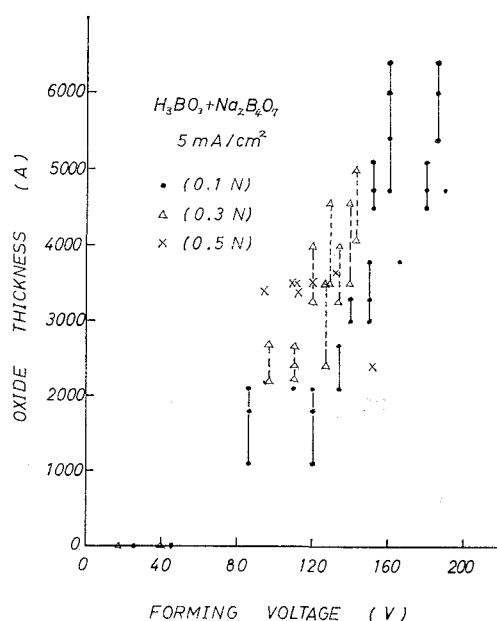


Fig. 26. Forming Voltage—Thickness.

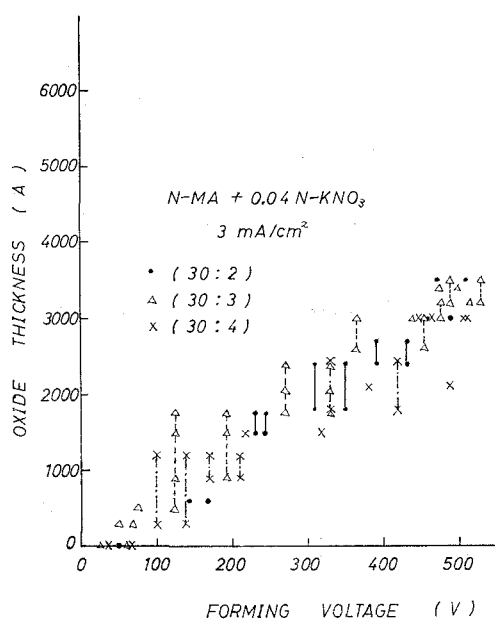


Fig. 27. Forming Voltage—Thickness.

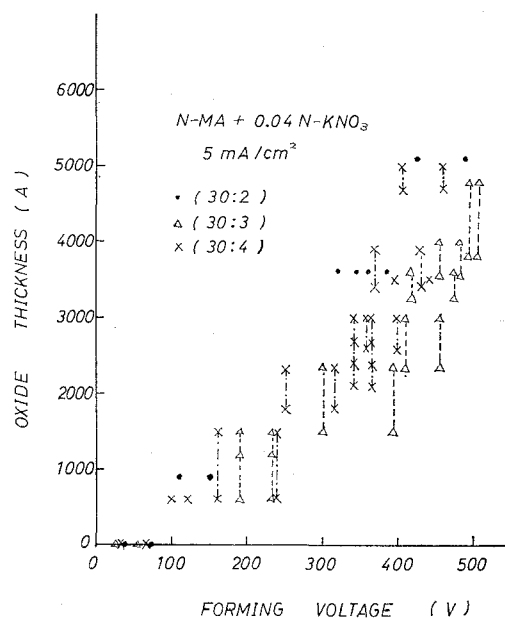


Fig. 28. Forming Voltage—Thickness.

もとで同じフォーミング電圧に対する膜の厚さは、溶液の濃度が高いものほど薄い傾向にある。また1ボルト当たり生成膜厚は溶液が薄いほど大きく、これはFig. 25, 26に共通してみられる。

N-MA 溶液では電流密度が 3 mA/cm^2 の場合、フォーミング電圧と膜厚の関係は溶液濃度にはほとんど依存していない。しかし 5 mA/cm^2 では (30:2) の薄い溶液のみが厚い膜になることを示し、他の二つの溶液では 3 mA/cm^2 の場合と同じ様子を示している。電流密度の違いによる Fig. 27 と Fig. 28 の差は同じフォーミング電圧では 5 mA/cm^2 の方が幾分厚い膜になっており、特に高い電圧領域では違いが大きくなっている。1ボルト当たりの生成膜厚の値は、およそ 6 \AA/V であるが、N-MA 溶液ではこれまで 5.6 \AA/V と報告⁸⁾ されている値と比較してかなり近い値となっている。ちなみに硼酸溶液の場合のおおよその値を求めてみると、 $50 \text{ \AA/V} \sim 60 \text{ \AA/V}$ で、1桁程の差がある。この差は後に示す膜質を考慮すると N-MA 溶液で生成された酸化膜はち密で比較的均一であるが、硼酸溶液で生成した酸化膜はかなり有孔性であり、酸化される Si 原子の数が同じと仮定すると、酸化膜の密度が異なり、密度が小さい膜は厚い膜となる結果と考えられる。硼酸溶液で生成した酸化膜は密度が小さいと考えられる。

4. ピンホール密度について

これまで示してきた酸化膜厚やフォーミング電圧についての解釈を正確にするためには生成された酸化膜の構造や質について調べておく必要がある。生成される膜質がどんな条件においても等しいなら膜厚とフォーミング電圧や酸化時間との関係の説明が容易となる。しかし実験結果によると膜質は生成の都度異なっていることがわかる。そこで同一条件で何度も酸化し、再現性があると思われるものについてのみ考察しなければならない。我々は最も頻繁に観測され、しかも膜厚やフォーミング電圧に大きな影響をおよぼすと考えられるピンホールに感心をおき、初めに膜質の評価としてピンホール密度を測定してみた。この密度は生成後の酸化膜表面を金属顕微鏡あるいは電子顕微鏡にて写真撮影し、その写真上でピンホールの数を求め、既知の倍率から単位面積当たりの数へ換算しピンホール密度とした。このようにして求めた硼酸溶液で生成した酸化膜のピンホール密度が Fig. 29 である。この結果から判断される大略の傾向は、ピンホール密度に関しては、電流密度が大きく、溶液濃度が高いと多くなり、低い電流密度で薄い溶液だと少なくなる傾向になっていることである。溶液濃度と電流密度のそれぞれの寄与を検討すると、溶液濃度は余りピンホール生成には関係なく、電流密度の違いの効果が非常に影響していることがわかる。

5. 酸化膜表面構造について

ピンホール密度と生成条件の関係は Fig. 29 に示されているが、その時の表面状態の顕微鏡写真を次に掲げる。ピンホールは初め小さな円形状であるが、これが次第に大きくなり最終的には星形の亀裂を生じて、丁度火山が噴火したような形状となる。またある場合にはかなり

の大きさの領域に歪をもった丸い形状で現われるものが見受けられる。

ピンホールの発生は、結晶基板の欠陥を核として発生するであろうし、また膜の成長過程で、シリコン原子と酸素原子の結合の度合により応力が働き歪みが生ずる原因とも考えられる。また膜の内側にガスが包含され、これが電界により外へ飛び出し、膜を破損することもあると考えられる。さらに酸化反応が、シリコンウェハー上で局部的に差があり、そのためピンホールが発生するとも考えられる。現在得られている実験のみでは、まだいずれが原因となっているかを判定することは困難であり、今後更に検討してゆく必要がある。

Photo 1~3 はピンホールの発生の原因とその出来方の一例を示したものである。特に Photo 3 はピンホール密度測定に用いた資料例として掲げた。また Photo 4 および 5 は、いろいろの条件の下で発生したピンホールであり、その密度、形状、大きさ、種類などを表わすものである。酸化膜とピンホールの構造との関連は未だはっきりとしていない。

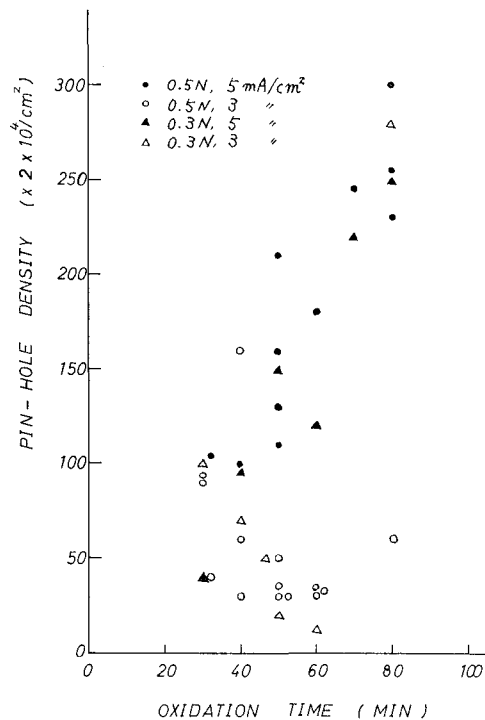


FIG.-29 PIN-HOLE DENSITY

Fig. 29. Pin-hole Density.

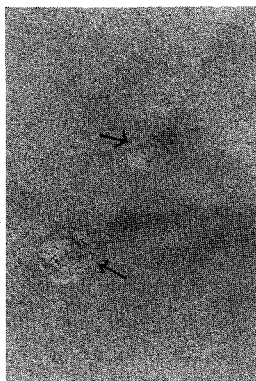


Photo 1. 酸化膜上の歪とその中に発生したピンホール (二段レプリカ, 6000 倍)

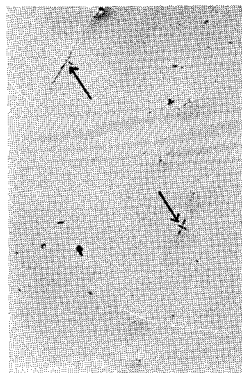


Photo 2. 成長前 Si 表面にあった傷に沿って発生したピンホール (二段レプリカ, 6000 倍)

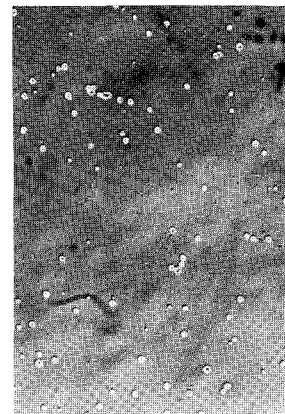
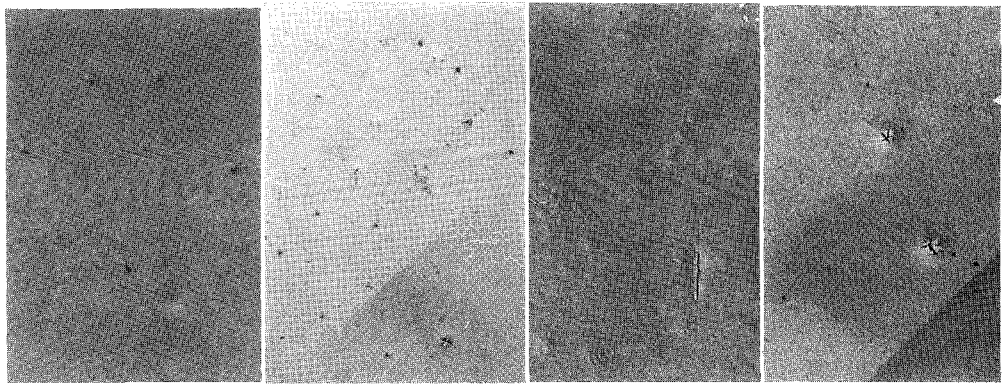
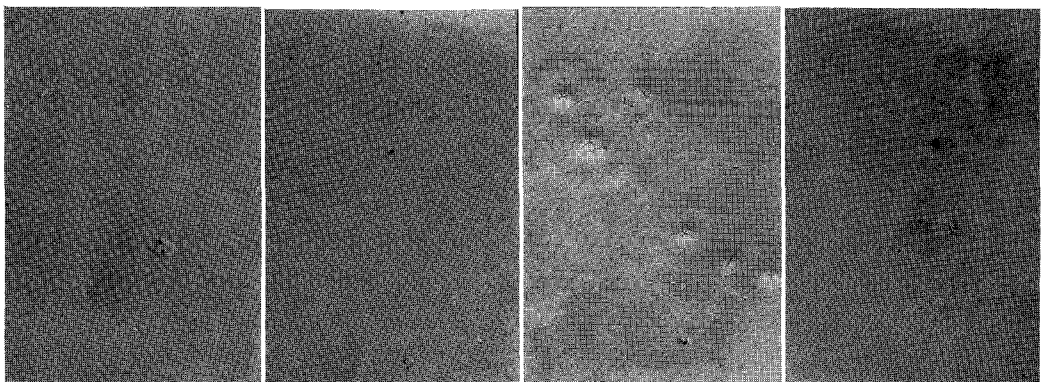


Photo 3. 金属顕微鏡によるピンホール 0.3N, 5 mA/cm², 50 分 (150×2×10⁴/cm²)



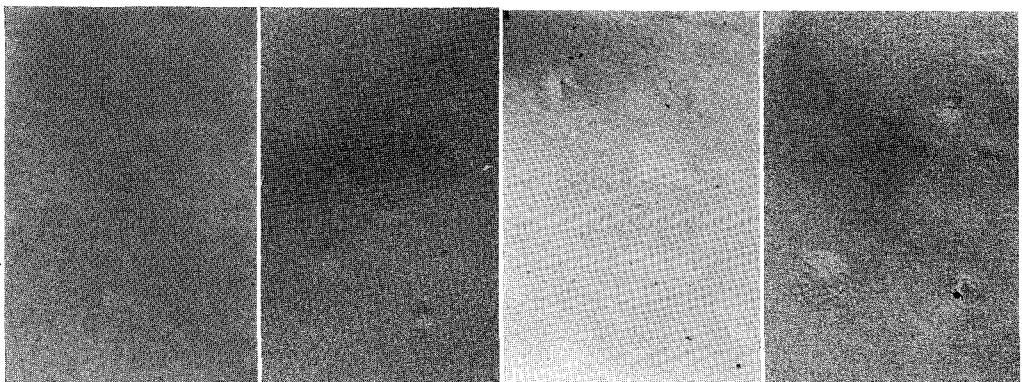
(a) 30 min (b) 40 min (c) 60 min (d) 80 min

Photo 4-1. ピンホール 3 mA/cm^2 $\text{H}_3\text{BO}_3 + \text{Na}_2\text{B}_4\text{O}_7$ 溶液 0.3 N



(a) 30 min (b) 40 min (c) 50 min (d) 60 min

Photo 4-2. ピンホール 5 mA/cm^2 $\text{H}_3\text{BO}_3 + \text{Na}_2\text{B}_4\text{O}_7$ 溶液 0.3 N



(a) 30 min (b) 40 min (c) 60 min (d) 80 min

Photo 5-1. ピンホール 3 mA/cm^2 $\text{H}_3\text{BO}_3 + \text{Na}_2\text{B}_4\text{O}_7$ 0.5 N

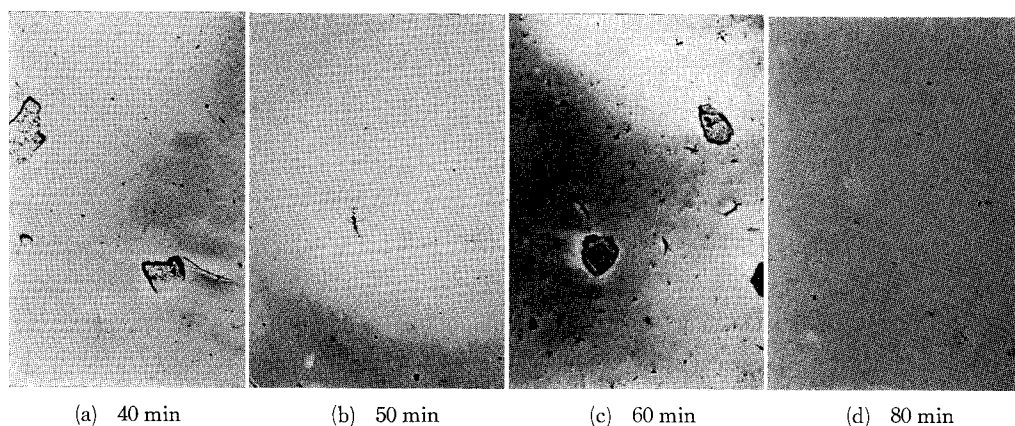


Photo 5-2. ピンホール 5 mA/cm² H₃BO₃+Na₂B₄O₇ 0.5 N

IV. 結 論

いろいろの条件の下で Si を陽極酸化し、酸化膜を生成したが、行なった実験範囲内から次のような事が結論される。膜厚やフォーミング電圧、表面構造写真より硼酸溶液より、N-MA+0.04 N-KNO₃ 溶液中での酸化の方が高密度の良質の膜が形成される。硼酸溶液に関しては、濃い溶液を用いて低い電流密度で酸化すると良質の膜になる傾向があるようである。ピンホールは電流密度が低いと少なくなる。密な膜になると膜厚は減少し、フォーミング電圧は高くなることが推察され、現在までのところでは、膜が余り密でないため、比較的厚い膜が出来、フォーミング電圧も高くなっていない。酸化の機構には水の存在が大きな影響をおよぼすことが報告されているが^{1,8)}、我々が用いた硼酸溶液ではかなりの量の水が加えられている。この水の量を適当な値に選ぶことにより、より質の良い酸化膜が得られると予想される。

硼酸溶液で得られた膜の屈折率は 1.33~1.34 という値が得られているが、これは既に報告されている 1.32~1.49 と比較するとやや小さい。また赤外吸収特性では熱酸化膜では Si-O 結合を示す 9 μ 附近のピークが顕著であるが、陽極酸化膜では僅かにピークが存在するらしいという程度にしか認められない。吸収特性は表面の状態、ピンホール密度などにより変わることが予想されるので、顕著なピークが得られないのはまだ膜質が充分なものでないことを意味するものと思われる。

以上、これまで得られた実験の一部を報告したが、今後、硼酸溶液の水の量を制抑し、より質の良い膜を得る条件を見出ししていきたい。あわせて酸化膜の評価法や応用面を更に研究するのも課題と考えられる。

V. お わ り に

本実験を行なうにあたり各方面の先達に並々ならぬ援助と助言をいただいた、特に問題を

とり上げるきっかけを作って下さった東北大学、電気通信研究所教授、西沢潤一博士にはその後の方針等の示唆をいただき感謝に耐えない。実験を遂行するに当たっては、本学、金属工学科、太刀川哲平助教授、化学工学科、向井田健一助教授の援助に負うところが大である。ここに深甚の謝意を表する。

(昭和44年4月30日受理)

文 献

- 1) B. E. Deal: J. Electrochem. Soc. **109**, Feb. p. 73 (1962).
- 2) C. R. Barnes, C. R. Geesner: J. Electrochem. Soc. **110**, p. 361 (1963).
- 3) H. Edagawa, Y. Morita, S. Maekawa, Y. Inuishi: J. J. Appl. Phys. **2**, 12, p. 763 (1963).
- 4) 小野員正・古莊勝久: 通研研究実用化報告, **10**, 8 p. 1741 (1961).
- 5) 中井康夫: 電子通信学会, トランジスタ研究会資料, 1965年4月.
- 6) L. L. Alt, S. W. Ing, Jr, K. W. Laendle: J. Electrochem. Soc. **110**, 5, p. 465 (1963).
- 7) D. B. York: J. Electrochem. Soc. **110**, p. 271 (1963).
- 8) P. F. Schmidt, W. Michel: J. Electrochem. Soc. **104**, 4, p. 230 (1957).
- 9) R. M. Burger, R. P. Donovan: Fundamentals of Silicon Integrated Device Technology Vol. 1. Chap 2. p. 36 (Prentice-Hall Inc. 1967).
- 10) 山本雅幸・徳山 巍: 電子材料, **7**, 9, 1968.
- 11) W. A. Pliskin, H. S. Lehman: J. Electrochem. Soc. **112**, p. 1013 (1965).

教官学術研究発表集録

(昭和43年4月1日～44年3月31日)

化 学 系 (工業化学科, 化学工学科, 一般教育化学)

安田橋原	藤保本	公英克	二明紘弘	模型攪拌槽の混合時間	化学工学協会 北海道大会	43. 8. 21
原島清安柳	田水藤井	浩公	弘次崇一弘	単一球の物質移動に与える超音波の影響	化学工学協会 北海道大会	43. 8. 21
伊加金菖	東塚蒲	良久高明	将雄次巳	銀触媒上のエチレン酸化に対する炭酸ガスおよび水の阻害作用	日本化学会 北海道支部大会	43. 7. 29
金馬加	塚場納	高久	次弘雄	実験回数決定法の一考察	日本化学会 北海道支部大会	43. 7. 29
金菖水	塚蒲野	高明	次巳滋	化学工程管理に関する研究 (第1報)	日本化学会 北海道支部大会	43. 7. 29
水由金	野良塚	統高	滋吉次	調節用管理図の特性	品質管理 19, 526 (1968)	43. 5.
水山金	野良塚	統高	滋吉次	調節用管理図の特性 (第2報)	品質管理 19, 1287 (1968)	43. 11.
金塚高	次			化学工程管理に関する研究	北海道科学研究報告 第10集 168	43. 9.
渡向秋武堀	辺井吉藤岡	治健	夫一亮一彦	線状ガスクロ担体の分離特性	日本化学会 北海道支部大会	43. 7. 29
向北	井田野	健一剛		シリカアルミナ触媒の固体酸性の測定	日本化学会 北海道支部大会	43. 7. 29
渡向秋吉横白	辺井吉井尾崎	治健	夫一亮悟一郎保	粉体反発性と流動層高	化学工学協会 北海道大会	43. 8. 21
秋向佐白	吉田々木崎	健雅高	亮一教保	固体錯イオン触媒の活性	日本化学会 北海道支部大会	43. 7. 29

室住正世 原口謙策	北海道地質調査の現状 青函海底トンネルの建設と地球化学のアプローチ	工業技術院 地質ニ ュース	43. 6.
室住正世	地層水, 温泉水の地球化学的研究	日本鉄道建設公団 青函トンネル坑内水 研究, 第1号	43. 6.
室住正世 原口謙策	青函トンネル坑内水の地球化学	日本鉄道建設公団 青函トンネル坑内水 研究, 第1号	43. 6.
室住正世	Cl の中性子活性化法, 比色法の比較	日本分析化学会 北海道支部	44. 2. 1
竹清水隆男 清橋昭勝 高柳井弘	アクロレインの液相酸化 (第1報) ラウリン酸コバルト触媒による酸化	日本化学会 第21年会	43. 4. 3
竹清水隆男 清橋昭勝 高柳井弘	アクロレインの液相酸化 (第2報) 溶存酸素の影響	日本化学会 第21年会	43. 4. 3
竹清水隆男 清橋昭勝 高柳井弘	アクロレインの液相酸化 コバルト塩触媒における配位酸とその活性	日本化学会 北海道 支部大会	43. 7. 28
竹清水隆男 清橋昭勝 高柳井弘	アクロレインの液相酸化 溶存酸素と重合物の関係	日本化学会 北海道 支部大会	43. 7. 28
竹清水隆男 清橋昭勝 高柳井弘	アクロレイン液相酸化中の重合	昭和43年 油化学討論会	43.
渡辺治夫	木質材料の圧縮	日本化学会 北海道 支部大会	43. 7. 29
渡辺治夫	沈降濃縮槽の設計	化学工学協会 北海 道大会	43. 8. 22
渡辺寛人 室住正克 後藤藤山 永政	有機溶媒中におけるトリ- <i>n</i> -オクチルアミン塩酸塩 の電導度	日本化学会 第21年会	43. 4. 1
後藤藤山 柳井忠 種村克己 四柳隆吉 渡辺夫人	鉱山廃水による洞爺湖の酸性化	日本化学会 第21年会	43. 4. 3
柳林井忠 泉田弘信 孝	石油分解 (テキサコ) カーボンの二次賦活	工業化学雑誌 71, (7) (1968)	43. 7.

石油分解カーボンのうち, ガス化条件の異なる A, B, C 三社のものを供試炭とし固定層反応装置を用い, 温度, 時間などの処理条件および炭酸ガス, 水蒸気, 窒素ガスなどの処理ガスを変えて二次賦活を行ない, 活性炭としての有用性について研究した。ベンゼン吸着, メチレンブルー吸着および真比重の変化を測定して活性度の目安とし, また X 線回折および電子顕微鏡写真についても検討しつぎのような結果を得た。

(1) 一次賦活炭の活性は広範囲に分布し, ガス化条件と密接な関係があり, 各炉の内容積に対し最適処理量がある。

(2) 二次賦活条件の影響は既報のガス賦活の場合と同様の傾向を示し, この反応は細

孔沈積炭化水素類の排除として説明することができる。

(3) 同一条件の二次賦活を行なっても一次賦活炭の種類により活性の上昇効果が非常に違う。これは一次ガス化条件特に操業圧と密接な関係があるようである。

(4) 電子顕微鏡写真によると二次賦活により粒子集合体の増大が認められ、これによって賦活効果を確認することができる。

荒木 邦夫 木炭質イオン交換体の特性 工業化学雑誌 43. 11.
本田 重司 71, (11)
柳井 弘

木炭を濃硫酸処理して得られるカチオン交換体の特性を明確に把握するため、その耐熱性、耐薬品性、交換容量、pH 滴定曲線、水蒸気吸着などについて研究した。その結果、この木炭質交換体は一般に用いられる有機溶剤に対して安定である。熱的には 200°C 程度までは比較的安定であるが、空気中でこの温度を越えると、交換体は空気酸化による重量減少が始まる。したがってカルボキシル基含量が増加し、他方スルホン基含量は熱分解によって減少の傾向となる。また炭化度の異なる木炭から製造した交換体について、水蒸気の吸着等温曲線、吸着速度を求め、比蒸気圧 0.3 以下における吸着量は交換体の交換容量にほぼ比例することが認められた。

柳井 弘 流動法による粉体の爆発下限の測定 化学工学協会 関東 43. 8. 21
西村 朝也 支部大会
林 忠 信

粉体の爆発下限を測定する従来の方法は分散が不均一で再現性に乏しい。ガラス製の流動層を採用し着火源は火花放電とし数種の粉体について爆発下限を実測し、従来の文献値と比較した。

柳井 弘 木炭質イオン交換体の耐熱特性 日本化学会 北海道 43. 7. 29
菊地 敏行 支部大会
林 忠 信

酸化性および不活性雰囲気中で木炭質イオン交換体を各種の温度に加熱し、官能基 (SO_3H , COOH , OH 基) による交換容量 (meq/g) の変化を測定して耐熱特性を求めた。また示差熱分析法による吸熱曲線を解析し両方法による結果を比較検討した。

柳井 弘 粒状活性炭による気相脱硫 日本化学会 北海道 43. 7. 29
林 忠 信 支部大会
後藤 信一
石井 正道

粒状活性炭および硫酸処理活性炭による SO_2 ガスの吸着除去を行ない、硫酸処理を行なった場合、実験に使用したすべての湿度範囲において未処理のものより吸着量が多いのを確認した。また 150°C 以上では殆んど酸化されて SO_3 になり、250°C 付近に吸着量の極大値があることがわかった。

開発工学科

前野 良久 衝撃効果の測定に関する実験的研究 (IV) 北海道鉱山学会 日 43. 6. 16
香川 義郎 本鉱業会北海道支部
日本鉱山地質学会
北海道支部共催春季研究発表会

前野 良久 往復動空気機械についての基礎的研究 日本鉱業会北海道支 43. 10. 8
香川 義郎 部 北海道鉱山学会
室蘭工業大学開発技術研究会合同秋季大会
水谷 祐一郎

山本英一 佐藤千城 田邦久	岩石の単軸圧縮試験における破壊について	北海道鉱山学会誌 24, (2)	43. 4.
山本英一 佐藤千城 進藤邦久	岩石の圧縮試験における実験的考察 (第2報)	北海道鉱山学会誌 24, (3)	43. 6.
山本英一 佐藤千城	石炭の自然発熱性に関する研究 —連続昇温酸化における石炭の重量変化—	日本鉱業会誌 84, (1966)	43. 10.
沢田義男 都築昌秀	北海道沖積低地における地質工学的研究 (第4報) —室蘭市イタンキ地域の地耐力—	北海道鉱山学会誌 24, (2)	43. 4.
沢田義男 穴戸皓一	北海道沖積低地における地質工学的研究 (第5報) —室蘭市東部の地質構造—	開発技報 11,	44. 3.
沢田義男 都築昌秀	標準載荷試験における土質と沈下の関係について —野外資料による2, 3の考察—	開発技報 11,	44. 3.

土 木 系 (土木工学科, 建築工学科)

荒川卓 後藤知以	碎石混入コンクリートの強度性状について	日本建築学会 北海道支部 第31回研究 発表会論文集	43. 8.
荒川卓	鉄筋コンクリート梁の許容剪断応力度の再検討 (その1, 既往の諸実験値と許容剪断応力度の安全率)	日本建築学会 北海道支部 第31回研究 発表会論文集	43. 8.
荒川卓	鉄筋コンクリート梁の許容剪断応力度の再検討 (その2, 許容剪断応力度及び剪断補強に対する私案)	日本建築学会 北海道支部 第31回研究 発表会論文集	43. 8.
荒川卓	鉄筋コンクリートのせん断補強について	日本建築学会 北海道支部 第32回研究 発表会論文集	44. 3.
荒川卓 共同執筆	1968年十勝沖地震災害調査報告 (著書)	日本建築学会	43. 12.
泉清人	北海道における老人人口の趨勢とその地域的分布に ついて (老人のすまいに関する研究 1)	日本建築学会 北海道支部 第32回研究 発表会	44. 3. 22

近代文明諸国における人口の老齡化現象の中で, 老人のすまいの問題が注目されるようになった。これを施設計画の面から考察する基礎とするために, 北海道における老人人口の趨勢を推計し, その地域的な分布性向を考察した。

泉清人	老人のすまいの型式について (老人のすまいに関する研究 2)	日本建築学会 北海道支部 第32回研究 発表会	44. 3. 22
-----	-----------------------------------	----------------------------	-----------

老人のすまいの型式としては, 老人用公営住宅等のレジデンシャルなものと, 老人ホーム等のコミュニアルなものがある。北海道におけるいくつかの調査の結果と内外の資料を対照して, レジデンシャルな施設の重要性和緊急性を論述した。

近藤叔郎	湖口水路における潮汐の線形解 —広幅員一様水深水路の場合—	昭和43年度 土木学会 北海道支部年次 研究発表会論文集	44. 2. 27
境隆雄 近藤叔郎	室蘭港外防波堤模型実験	室蘭工業大学土木工 学教室報告書	44. 3.

松 木 憲 司 佐 藤 信 也	土の凍上に関する実験的考察	土質工学会 北海道 支部技術報告資料 9	44. 2. 27
森 田 健 造	洞爺湖周辺総合開発計画における水質上の問題点について	北海道開発局 開発 調査課	44. 3.
中 村 作太郎	鋼管桁橋の設計理論と基礎模型実験について	橋梁 4, (5)	44. 5. 10

鋼管桁橋はその応力解析や構造設計上において未開発の点が多いため従来余り実用に供されていない。

しかし鋼管を桁橋に用いればきわめて有利である事が昔から考えられて来ているので、著者は鋼床板を有する新型の鋼管桁橋の設計とその解析について研究し、更に鋼管桁の基礎的な模型実験によりその曲げ応力度、弾性破壊、座屈、支圧強度、たわみ及び変形の現象などを追究し、設計理論の開発、応力解析の進展に役立てようと試みた。

中 村 作太郎	変断面合成単純鉸桁橋設計の力学的経済効果に関する統計的研究	昭和43年度 農業土 木学会講演会概要集 3-13	43. 6. 8
---------	-------------------------------	---------------------------------	----------

最近中小支間の単径間橋梁に、従来の単純鉸桁橋の代りに合成単純鉸桁橋が盛んに用いられるようになり、その経済効果が実証されている。

著者は変断面単純桁の合理性に着目し、合成単純鉸桁橋にこの変断面形式を採用し、支間 10 m より 40 m に渡る一等道路橋の設計において、普通の等断面形式のものと比較研究を行ない、数多い設計資料を作製して、変断面合成単純鉸桁橋の力学的経済効果とその有利性について、統計的グラフを基として実証したほか、風荷重、地震荷重・横振れなどに対しても安定性が高く優れている点についても論究した。

中 村 作太郎	両端固定ヒンジ支承を有する変断面合成箱桁橋の力学的特性について	昭和43年度 土木学 会第23回 年次学術 講演会概要集 1-82	43. 10. 11
---------	---------------------------------	---	------------

本研究論文は力学的経済性と横安定度及び支承部の耐震性を高める目的で、両端を固定ヒンジ支承とせる変断面合成箱桁橋を支間 50 m の中級単径間道路橋（一等橋）として試案設計し、合成箱桁としての各部の断面応力度は勿論、両端に発生する軸張力とそれによって生ずる負の曲げモーメントの影響を電子計算機 (FACOM 231) の利用により厳密に吟味研究したものである。

その結果、著者提案による本橋梁は普通の単純合成箱桁橋に比べ、たわみ及び曲げモーメントの減少状況、横荷重、地震荷重に対する安定性などよりみて著しく有利である事がわかった。

中 村 作太郎	長径間ゲルバー式曲弦連続トラス橋の電子計算機による二次応力の計算	土木学会 北海道支 部研究発表会論文集 25	44. 2. 28
---------	----------------------------------	------------------------------	-----------

本論文は長径間ゲルバー式曲弦連続トラス橋の二次応力の計算に一般解法を用い、格点変位 p , q に関する 108 元連立一次方程式と角変形 φ に関する 57 元連立一次方程式を電子計算機 (FACOM 231) の利用によって解き、これらの結果より部材の二次応力度及び合成応力度を正確に求める事が出来たという研究報告である。従来、一般解法により二次応力を厳密に解く事は節点数の増加によっては計算労力が著しく、計算が不可能に近い場合もあるとされていたのであるが、最近発達しつつある電子計算機の適切な利用によって計算の可能性と精度が著しく高められつつある点について論述し、節点数の多い長径間連続トラス橋の二次応力計算に電子計算機を利用する事を特に強調した。

新 田 登	タール合材の基礎的性質について	土木学会 北海道支 部研究発表会論文集 25	44. 2. 28
-------	-----------------	------------------------------	-----------

能町純雄 小針憲司	トラスを壁要素とする三角形断面部材の曲げについて	土木学会 北海道支部研究発表会論文集 25	44. 2.
能町純雄 尾崎雄詔	箱桁の断面変形が固有振動におよぼす影響	土木学会 北海道支部研究発表会論文集 25	44. 2.
能町純雄 岡村忠夫	曲線格子桁の固有振動について	土木学会 北海道支部研究発表会論文集 25	44. 2.
能町純雄 松岡健一 吉田紘一	曲線折板による同一形曲線桁の解法	土木学会 北海道支部研究発表会論文集 25	44. 2.
能町純雄	薄肉正方形筒の捩り不安定について	第 18 回 応用力学連合講演会	43. 11. 8
能町純雄 尾崎雄詔 吉田紘一 岡村一迪	多層体の軸対称応力問題の一解法	土木学会 第 23 回年次学術講演会	43. 10. 11
能町純雄 松岡健一	円柱の三次元応力解析	土木学会 第 23 回年次学術講演会	43. 10. 11
能町純雄 岡村忠夫	フーリエ和分変換による曲線連続格子げたの応力解析について	土木学会 第 23 回年次学術講演会	43. 10. 13
能町純雄 吉田紘一	断面変形を考慮した曲線格子げたの曲げについて	土木学会 第 23 回年次学術講演会	43. 10. 13
大 築 和 夫	鉄筋コンクリートラーメン節点部の応力分布について (その 1)	日本建築学会大会学術講演梗概集	43. 10.
大 築 和 夫 平 野 邦 彦	鉄筋コンクリートラーメン節点部の応力分布について (その 2)	日本建築学会 北海道支部第 32 回 研究発表会論文集	44. 3. 22
尾 崎 詔	コンクリート箱桁の曲げねじりに関する研究	土木学会 年次大会講演会	43. 10.
土木学会吉田研究奨励金受賞者として研究成果を報告したものである。 コンクリート箱桁橋を想定した小形模型 (アクリル樹脂) および中形模型 (プレストレストコンクリート) による実験をおこない、さきに発表した剛結合折板理論による計算法の妥当性をハンチの影響をも考慮して発表した。			
斎藤和夫 加藤来倉 板倉忠三	交通事故解析の一方法とその応用	土木学会 北海道支部研究発表論文集	43. 2.
堀江清一 斎藤来倉 加藤来倉 板倉忠三	北海道の交通特性 ―主として速度について―	土木学会 北海道支部研究発表論文集	43. 2.
斎藤和夫 加藤来倉 板倉忠三	交通事故に対する危険度評価の一方法について	交通工学 3, (2)	43. 4.
斎藤和夫	札幌市を中心とする幹線国道の交通事故について	交通研究会会報 No. 125	43. 9.
斎藤和夫 加藤来倉 板倉忠三	一般国道地方部における冬期交通事故特性	第 23 回 土木学会年次講演会概要集 IV-158	43. 10.
斎藤和夫 加藤来倉 板倉忠三	雪氷路面上のすべり事故に関する統計的分析	土木学会 北海道支部研究発表論文集	44. 2.

境 隆 雄 藤 間 義 典 丸 茂	土堤の浸透流に関する実験的研究	土木学会 第23回 年次学術講演会	43. 10.
境 隆 雄 近 藤 叔 郎 寺 島 拓 郎	二重回折波の回折係数について	土木学会 第23回 年次学術講演会	43. 10.
境 隆 雄 近 藤 叔 郎 寺 島 拓 郎	回折の影響を受ける水域の波高分布について	土木学会 北海道支 部研究発表会論文集	44. 2.

機 械 系 (機械工学科, 産業機械工学科, 二部機械工学科)

花 岡 裕	蒸気噴射式冷凍機の性能表示について	空調調和衛生工学会 秋期学術講演会	43. 10. 25
花 岡 裕	冷凍機の性能に関する一考察	空調調和衛生工学会 道支部第3回講演会	44. 1. 25

冷凍機の性能を表示する指標の最も基本的な考え方としてプラントの熱効率に相当する成績係数(動作係数)がある。これは一般に熱力学第一法則に基づくエネルギー収支から導かれる重要な概念であり主として電動機駆動の蒸気圧縮式冷凍機の評価に用いられている。本報告は熱力学第二法則を考慮して上記の指標を拡張し、他のエネルギー形態をも包含せしめ、評価する方法を提案したものである。さらにこれに基づいて実測データを参照し各種冷凍機の性能を比較した。

林 重 信 沢 則 弘	クランク室圧縮2サイクル機関の排出ガス特性渦流 室式ディーゼル機関	日本機械学会 北海 道支部第12回	43. 10. 11
林 重 信	石油ストーブの燃焼改善に関する研究	北海道科学研究費 研究報告第10集	43. 9.
内 藤 正 隣 星 野 悟 和 鳥 越 邦 和	機械要素のゆるみ機構 (第1報)	日本機械学会 北海 道支部第12回 講演 会講演論文集	43. 10. 11
星 野 悟 和 宮 原 英 紀	旋盤主軸系のねじり振動	日本機械学会 北海 道支部第12回 講演 会講演論文集	43. 10. 11
相 沢 久 司 鈴 木 敏 昭 山 崎 幸 一 星 野 悟 和 鳥 越 邦 和	ベルト伝動における張力調整について	精機学会 北海道支 部第1回学生卒業研 究発表会	44. 3. 8
江 畑 天 地 人 花 田 敏 行 梅 田 侑 宏 星 野 悟 和	浅い円周切欠をもつ炭素鋼試験片の降伏点荷重につ いて	精機学会 北海道支 部第1回学生卒業研 究発表会	44. 3. 8
一 場 久 美 池 浦 良 行	円管内乱流熱伝達の解析	日本機械学会 北海 道支部第12回 講演 会	43. 10. 11
岩 津 功	超音波加工用コンカルホーン工具台および工具につ いて	日本機械学会 道支 部精機学会道支部第 12回講演論文集	43. 10. 11
菊 地 千 之	低炭素キルド鋼およびリムド鋼の被削性 —高速度鋼工具の寿命—	精機学会春季大会 学術講演会前別	43. 4. 5

- | | | | |
|--|--|---------------------------------------|------------|
| 菊 地 千 之 | 接触面積拘束工具の切削性に関する研究
切削油剤の効果について | 日本機械学会 北海道支部
精機学会北海道支部第12回講演論文集 | 43. 10. 11 |
| 菊 地 千 之
田 中 雄 一 | 高速度鋼工具の摩耗過程について | 日本機械学会 道支部
精機学会道支部第12回講演論文集 | 43. 10. 11 |
| 倉 本 靖 三
齋 藤 哲 司
美 馬 義 裕
池 田 中 雄
田 中 千 一
菊 地 千 之 | 硫黄快削鋼の被削性に関する研究 | 精機学会 道支部学
生卒業研究発表会講演論文集 | 44. 3. 8 |
| 杉 野 秀 雄
高 田 重 穂
田 中 千 一
菊 地 千 之 | 各種快削鋼の旋削における工具摩耗について | 精機学会 道支部学
生卒業研究発表会講演論文集 | 44. 3. 8 |
| 久 保 田 譲
三 浦 良 一 | 最適問題の直接解法について | 日本機械学会 道支部
精機学会道支部第12回講演論文集 | 43. 10. |
| 久 保 田 譲 | グラジェント法による最適制御問題 | 計測, 制御に関する
北海道地区第1回講演会 | 43. 11. |
| 内 藤 正 鄰
浜 田 恒 平
辺 見 宣 弘 | 炭素鋼の衝撃引張りに関する実験 | 精機学会 春季大会 | 43. 4. 5 |
| 内 藤 正 鄰
浜 田 恒 平
高 橋 宏 平 | 衝撃引張りに関する実験 (I) | 精機学会
北海道支部 | 43. 10. 11 |
| 内 藤 正 鄰
浜 田 恒 平
台 丸 谷 政 志 | 衝撃引張りに関する実験 (II) | 精機学会
北海道支部 | 43. 10. 11 |
| 内 藤 正 鄰
浜 田 恒 平 | 制動時におけるモノコックボデーの変形について | 精機学会
北海道支部 | 43. 10. 11 |
| 奥 田 教 海 | 電子計算機による二次元流れの流線追跡について
第3報 | 日本機械学会
第45期 総会講演会
講演論文集 No. 194 | 43. 4. 3 |
| 風洞実験によって二次元の翼の周りの流れの方向を, 細かな格子点で測定し, それらから実測流線を描く方法を考案し, 電子計算機により具体化することを述べてある。 | | | |
| 奥 田 教 海 | 円管内における粒体の水力輸送 第3報
円管内の流れにおける球の抗力について | 日本機械学会 北海道支部
第12回講演会講演論文集 | 43. 10. 11 |
| 粒体の水力輸送において問題となる管内流れにおける球の抗力を, 特に試作した装置により測定し, 球の管内を占有する位置による変化はあまり見られず, 粒子レイノルズ数, 球径対管内径比の何れも大なるに従がい, 管内における球の抗力係数は漸増し, 無限に広い流体内におけるものと異なることが解った。 | | | |
| 一 場 久 美
奥 教 一
羽 染 男 | 円管内における粒体の水力輸送 第4報
球群の輸送される状態について | 日本機械学会 北海道支部
第12回講演会講演論文集 | 43. 10. 11 |
| 球群を輸送するとき, 水の流速により球が水平管内の上, 中, 下層を如何なる濃度 (頻度) で流れるか, 実験により確かめ, フルード・ナンバーを用いて輸送される状態の分類を行なった。 | | | |

- 一 場 久 美
奥 田 教 海
山 本 春 樹
物体形状のキャビテーション発生に及ぼす影響
第1報 欠円翼の場合
日本機械学会 北海道支部第12回講演会講演論文集
43. 10. 11

弦長一定で、円弧の異なる5種の欠円翼を用い、水流中で迎え角、キャビテーション係数を変化させて、キャビテーションを起させ、初生、生長、消滅の様相を詳細に検討した。

- 奥 田 教 海
小 畑 敏 二
久 保 哲 男
嶋 津 真 一
フランシス水車に関する実験
精機学会 北海道支部第1回学生卒業研究発表会講演論文集
44. 3. 8

第1に実験用小型フランシス水車の基本的性能測定を行ない、羽根車直径1m、落差1mに単純化された特性曲線図を求めた。第2に调速機の作動特性を変動値測定装置によって求め、検討した。

- 奥 田 教 海
今 泉 善 勝
橋 本 修
水力輸送に関する実験
精機学会 北海道支部第1回学生卒業研究発表会講演論文集
44. 3. 8

球群の水力輸送に関する実験の中、先に発表したものの続報として報告した。

- 奥 田 教 海
熊 谷 博 臣
戸 倉 郁 夫
送風機の性能測定および円管内の球の周りの流れの測定実験について
精機学会 北海道支部第1回学生卒業研究発表会講演論文集
44. 3. 8

軸流およびターボ送風機の基本的特性を求める実験を行なった後、それらを用いて円管内気流中の1個の球の周りの圧力分布および球群の抗力を求め、それらの場合の抗力係数の変化をレイノルズ数によりまとめた。何れも無限に広い流体内の合より大きな値となる。

- 西 田 恵 三
田 中 雄 一
溶融シアン化ナトリウムの分解反応と窒化能
日本金属学会誌
32, 43. 5.
西 田 恵 三
田 中 雄 一
窒化塩浴へ及ぼす酸素の影響
鉄と鋼
54, 43. 9.

数 物 系 (一般教育数学, 物理)

- Kôji Honda On normed Lattices Topologically Isomorphic to Some Orlicz Space L_{Φ}^*
Studia Mathematica. Tom 29, Fasc. 3 1968.
オーリツ空間に位相的に同型であるノルム束の特徴付けをなした。
- 保 志 賢 介 結晶歪と協力現象 (I)
第24回 日本物理学会年会 44. 3. 30
- 中 江 仁
松 浦 義昭
山 村 秀 美
粗大結晶粒珪素鋼板の軽圧延による再結晶
日本金属学会 第63回大会 43. 9. 21
- 中 江 仁
松 浦 義昭
山 村 秀 美
軽圧延された珪素鋼板の表面における再結晶核の形成
日本金属学会 北海道支部大会 43. 11. 16
- H. Nakae On the Grain Growth by Strain-Anneal in Cold-Rolled Silicon-Iron Sheet.
H. Yamamura
Memoirs of the Faculty of Engineering, Hokkaido University XII (3) 44. 1.
- 中 江 仁
松 浦 義昭
山 村 秀 美
粗大結晶粒珪素鋼板の軽圧延による再結晶 (第2報)
日本金属学会 第64回大会 44. 3. 30

金 属 工 学 科

大 平 五 郎 井 川 克 也	鋳鉄の共晶凝固速度と黒鉛組織との関係 (英文)	第 35 回 国際鋳物会議	43. 10.
井 川 克 也	薄肉鋳鉄鋳物の流動と凝固	日本金属学会 講演大会	44. 3.
井 川 克 也	機械材料としての鋳鉄	マシニスト	44. 3.
三 浦 寛	加熱冷却繰返しによる低炭素鋼の透過電子顕微鏡組織の変化	日本金属学会 第 64 回大会	44. 3. 30
三 浦 寛	熱疲労による割れと組織の変化について	日本鉄鋼協会 第 77 回	44. 3. 29
師 岡 保 弘 桑 野 寿	Fe-27% Cr 合金の 475°C 脆性におよぼす窒素および加工の影響	日本金属学会大会	43, 9, 22
菅 原 英 夫 末 高 三 下 平 三 郎	軟鋼および耐侯性鋼のさびについて	材 料 17, (179)	43.
T. Kambara T. Tachikawa	A Derivative Method in Ion Exchange Chromatography.	J. Chromatog., 32, (1968)	
太刀川 哲 平 佐々木 常 造 上 出 英 彦	大気腐食に関する研究	日本金属学会 春季 大会	43. 4. 4
太刀川 哲 平 佐々木 常 造 菅 原 英 夫	大気腐食に関する研究	日本金属学会 北海 道支部大会	43. 6. 22

電 気 系 (電気工学科, 電子工学科, 二部電気工学科)

秋 山 稠 二 木 治 永 田 伸 遠 藤 敏	水中爆発気泡における音響ルミネッセンスについて	昭和 43 年度 電気四 学会北海道支部連合 大会講演論文集	43. 10.
宝 喜 敢 秀 服 部 耐 吉 沢 茂 夫	電荷図によるボイド放電の研究	昭和 43 年度 電気四 学会北海道支部連合 大会	43. 10. 1
前 川 道 信 加 藤 栄 一 服 部 耐 吉	中性子散乱による遮蔽物内の水分測定	昭和 43 年度 電気四 学会北海道支部連合 大会	43. 10. 2
近 藤 修	無段変速同期機の動特性 (第 3 報)	昭和 43 年度 電気四 学会北海道支部連合 大会講演論文集	43. 10. 1
近 藤 修	無段変速同期電動機線型動特性のアナログシミュレーション	昭和 43 年度 電気四 学会北海道支部連合 大会講演論文集	43. 10. 1
近 藤 修 岡 所 忠 則	無段変速同期機の動特性 (第 4 報)	電気四学会連合大会 講演論文集	44. 3.
藤 田 義 弘 近 藤 修 則 岡 所 忠 則	原回転機よりみる同期機と誘導機の関係について	電気四学会連合大会 講演論文集	44. 3.

CONTENTS

Science and Engineering

Vol. 6, No. 3

July, 1969

Whole No. 19

Rheology of 6-6-6-10 Nylon Using the Parallel Plate Plastometer F. Komatsu, T. Yahata, Y. Shoji and H. Kosho	3 (1)	607
Rheology of 6-6 and 6-10 Nylon Using a Parallel Plate Plastometer F. Komatsu, T. Yahata, T. Shoji and M. Oba	3 (95)	701
The Streaming Potential of polyethylene, Polystyrene and Polypropylene (Report II) F. Komatsu, T. Yahata, Y. Shoji and H. Ara	3 (119)	725
The Possibility of Measuring Variations in the Intensity of Worldwide Lead Smelting During Medieval and Ancient Times Using Lead Aerosol Deposits in Polar Snow Strata M. Murozumi, T. J. Chow and C. C. Patterson	3 (127)	733
Studies on the Estimation of Lower Explosive Concentrations for Dust Clouds by Means of the Fluidizing Procedure H. Yanai and A. Nishimura	3 (137)	743
On Shear Resistance of Reinforced Concrete Beams under Static Loads — Analytical Studies from Experimental Data —	T. Arakawa	3 (145) 751
On Housing the Aging Population — A Case Study in Hokkaido, Japan (1) —	K. Izumi	3 (167) 773
On the Fundamental Experiment of the Rectangle and Box Steel Girder Models with Reference to Their Heights and the Longitudinal Change of Their Cross Sections	S. Nakamura and M. Shimura	9 (179) 785
Nocthed Half-plane under Gravity Force	S. G. Nomachi and K. Matsuoka	3 (211) 817
A Stress Analysis of a Three Chord Truss	S. G. Nomachi and K. Kobari	3 (217) 823
Study on Machinability of Resulfurized Steel	K. Kikuchi and Y. Tanaka	3 (231) 837
Study on Machinability of Calcium-Silicon Deoxidized Steel K. Kikuchi and Y. Tanaka	3 (247)	853
Heat Transfer for the Tube Bundles with the Flow Normal to the Tube Axis (1st Report) — Measurement of Naphtalene's Diffusion —	K. Kishinami	3 (259) 865
Study on Hydraulic Transportation of Solid Particles in a Pipe with Water Power Part 2. On the Drag of a Sphere Suspended in the Flow inside a Pipe	K. Okuda and T. Kaihoko	3 (273) 879

Study on Hydraulic Transportation of Solid Particles in a Pipe with Water Power	
Part 3. On the Flow Patterns of Sphere-Water	
Mixture in a Pipe	K. Okuda, K. Hozome and H. Ichiba 3 (279) 885
On the Effects of Submerged Body Shapes on Cavitation Occurrence	
Part 1. On the Effects by Changing the Shapes of the	
Bisector-Hydrofoils	K. Okuda, H. Yamamoto and H. Ichiba 3 (291) 897
A Method Designing Mixed Flow Impellers for Centrifugal Pumps	
Part 1. Numerical Formulations for the Stream Lines on	
Mixed Flow Impellers	K. Okuda 3 (307) 913
Some Considerations on Traffic the Fuel Consumption	
Characteristics of Automobile	N. Sawa and S. Hayashi 3 (315) 921
On the Characteristic of Liquid Surface Combustion under the	
Forced Convective Diffusion	N. Sawa and S. Hayashi 3 (327) 933
Remarks to the Paper "On Lie Derivatives in Areal Spaces"	T. Igarashi 3 (345) 951
On the Foundations of Empiricist Logic	Y. Kinokuniya 3 (351) 957
On the Influence of Carbon Contents on the Spherodization of	
Pearlite of Carbon Steel by the Thermal Cycling	H. Miura 3 (359) 965
Consideration on Thermal Decomposition of Manganese Ores	
— Concerning Behavior of Co-existential Constituents of Manganese Ore —	
.	A. Tanaka, H. G. Katayama and Y. Kanamori 3 (369) 975
A Fundamental Study of the Void Discharge by the Induction Method	
.	K. Hoki, Y. Nakao, T. Hattori and S. Sawa 3 (385) 991
Dynamic Characteristics of the Variable Speed Synchronous Machine (II)	
.	O. Kondo 3 (393) 999
On Commutator Sparking in Electrical d-c Machines	
.	T. Matsuda and T. Tanji 3 (409) 1015
The Growth and Properties of Anodi Oxide Films on Silicon	
.	J. Nanjo, S. Nomura and S. Hara 3 (427) 1033
Other Achievements in Studies for 1968 by Professors in this Institute	1051

昭和四十四年七月十日印刷
昭和四十四年七月十五日発行
【非売品】

編集者 室蘭工業大学
発行者

印刷者 札幌市北三条東七丁目三四二番地
山中キヨ

印刷所 札幌市北三条東七丁目三四二番地
文栄堂印刷所

T 代 〇五五六〇 〇五五六一 〇二七一一

Printed by

BUNYEIDO PRINTING CO.

No. 342, E, 7-chome, N, 3-jo, Sapporo, Japan

Tel. 代 〇 5560, 〇 5561, 〇 2711

